



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SERGIPE
PRÓ-REITORIA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

**INVESTIGAÇÃO NUMÉRICA DO EFEITO DO ATRITO NA INTERFACE AÇO-
CONCRETO PARA O DIMENSIONAMENTO À FADIGA DE CONECTORES DE
CISALHAMENTO EM PONTES MISTAS**

Lucas Emmanoel Alves de Oliveira

São Cristóvão – SE
2020

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SERGIPE
PRÓ-REITORIA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

**INVESTIGAÇÃO NUMÉRICA DO EFEITO DO ATRITO NA INTERFACE AÇO-
CONCRETO PARA O DIMENSIONAMENTO À FADIGA DE CONECTORES DE
CISALHAMENTO EM PONTES MISTAS**

Lucas Emmanoel Alves de Oliveira

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, da Universidade Federal de Sergipe, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

Área de Concentração: Construção

Linha de Pesquisa: Sistemas Estruturais

Orientador: Prof. Dr. Higor Sérgio Dantas de Argôlo

São Cristóvão – SE

2020

Este trabalho é dedicado aos pesquisadores
brasileiros, aos quais a experiência acadêmica
do mestrado me fez destinar toda a minha
admiração e todo o meu respeito pelo seu
combate incessante ao mito com a ciência.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus, o maior dos mestres, por ter me dado vida e saúde e por ter me mantido perseverante, especialmente nos momentos em que fraquejei ao longo dessa jornada. À minha família, em especial aos meus pais Raimundo e Ana Carmem e aos meus irmãos Carlos Bruno e Pablo Vinícios, por estimularem a minha paixão pelo estudo, por me apoiarem em todas as minhas decisões e por compreenderem as vezes em que as obrigações me fizeram ausente. Ao meu namorado Matheus Garcia, por ter acalmado o meu coração sendo o meu suporte psicológico e emocional quando mais precisei. Aos meus amigos, por torcerem pelo meu sucesso, e especialmente a Letícia e Michelli por compartilharem comigo as dores e as delícias da vida acadêmica na nossa “Trindade Mestranda”.

Agradeço ao meu orientador Higor, professor que admiro desde as primeiras aulas de Estruturas Metálicas I ainda na graduação, por ter acreditado no meu potencial e por humildemente ter me guiado com a sua experiência e o seu conhecimento técnico no mundo acadêmico. Aos engenheiros mecânicos Marília Othero, por generosamente utilizar a sua expertise no projeto de pontes de aço para me auxiliar especialmente nas etapas iniciais deste trabalho, e José Guilherme Amuchastegui, da ENSUS Engenharia, pela disponibilidade em me assessorar no aprendizado da simulação computacional no *software* ANSYS.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

RESUMO

A construção de pontes em estrutura mista de aço e concreto apresenta diversas vantagens que a qualificam como uma solução bastante viável para esse tipo de obra. Entretanto, no Brasil, a incidência dessa tipologia estrutural ainda é muito pequena, fato que pode ser justificado pelas décadas de inexistência da norma técnica nacional que trata do seu projeto, apenas recentemente publicada em primeira versão. Seguindo a tendência das principais normas estrangeiras de referência, a norma brasileira de pontes mistas não considera o efeito benéfico da aderência por atrito na interface aço-concreto para o dimensionamento à fadiga dos conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça, o que poderia promover alguma economia para esses projetos sem comprometer a sua segurança. A literatura já dispõe de uma equação simplificada que, se declarada válida, poderia ser incorporada às normas técnicas a fim de otimizar esse dimensionamento. No entanto, a determinação do coeficiente de atrito na interface aço-concreto ainda é um dos maiores entraves a essa incorporação. O objetivo principal deste trabalho é investigar a transferência de esforços na interface aço-concreto de vigas de pontes mistas para melhor compreender o efeito do atrito, propor um procedimento de determinação do valor do seu coeficiente e sugerir uma forma de considerá-lo no cálculo estrutural. Para isso, foi realizada modelagem computacional como reprodução de um ensaio real de flexão em viga mista, disponível na literatura, no *software* ANSYS, capaz de simular diferentes condições de contato na interface. Também foram propostas equações para a determinação do valor do coeficiente de atrito com base na equação simplificada da literatura e para a determinação da relação entre esse coeficiente e o esforço nos conectores. O ensaio foi satisfatoriamente reproduzido com a aplicação do coeficiente de atrito determinado, cujo valor muito acima do usual tornou necessário modificar a interpretação da equação que representa o fenômeno. A partir dos resultados e da adequação validada da equação simplificada, foi sugerido que a rigidez dos conectores de cisalhamento exerce grande influência no atrito na interface, superando o próprio aspecto da rugosidade superficial.

Palavras-chave: conector de cisalhamento; ponte mista; fadiga; atrito; interface aço-concreto.

ABSTRACT

The construction of composite steel bridges has several advantages that qualify it as a viable solution. However, in Brazil, the utilization of this structural typology is still rare, a fact that may be justified by decades of inexistence of a national technical standard for this technology, published only recently. Following the trend of the main foreign reference standards, Brazilian standard for composite bridges does not consider the beneficial effect of adherence by friction in steel-concrete interface for fatigue design of headed stud shear connectors, which could promote some economical savings without compromising their safety. The literature already shows a simplified equation that, if declared valid, could be incorporated into technical standards in order to optimize this design. However, friction coefficient determination at steel-concrete interface is still one of the biggest obstacles to this incorporation. The main objective of this paper is to investigate the transfer of stresses at steel-concrete interface of composite bridge beams to better understand the effect of friction, in order to propose a procedure for determining the value of this coefficient and to suggest a way of considering it in structural calculations. For this, the authors performed computational modeling to reproduce a composite beam real bending test, available in literature, using ANSYS software, capable of simulating different contact conditions at the interface. Equations have also been proposed to determine the friction coefficient value based on the simplified equation from literature and to determine the relationship between this coefficient and shear connectors stress. The friction coefficient obtained for the modeled beam configuration was higher than the usual, what compels a different interpretation of the equation that represents the phenomenon. Nevertheless, the test was satisfactorily reproduced. The results and validated adequacy of the simplified equation suggest that shear connectors stiffness exerts a great influence on interfacial friction, overcoming even the superficial roughness aspect.

Keywords: shear connector; composite bridge; fatigue; friction; steel-concrete interface.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Elevados da Linha Vermelha (esquerda) e da Perimetral (direita)	19
Figura 1.2 – Estágios de elaboração da ABNT NBR 16694:2020	21
Figura 1.3 – Conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça aplicados em vigas de pontes mistas.....	23
Figura 2.1 – Aspecto genérico da curva S-N.....	33
Figura 2.2 – Representação gráfica dos parâmetros da curva S-N.....	34
Figura 2.3 – Inflexões da curva S-N.....	35
Figura 2.4 – Demonstração gráfica da ocorrência subsequente dos atritos estático e cinético.....	38
Figura 3.1 – Comparação de vigas fletidas com e sem ação mista	39
Figura 3.2 – Comportamento das vigas mistas nos três casos de interação	40
Figura 3.3 – Grau de interação	41
Figura 3.4 – Forças resultantes da flexão na viga e na laje	41
Figura 3.5 – Largura efetiva da laje na viga mista	46
Figura 3.6 – Determinação da largura efetiva	47
Figura 3.7 – Diagramas de momento fletor (M), esforço cortante (V) e cisalhamento longitudinal (H) em regime elástico	47
Figura 3.8 – Esquema da teoria de cisalhamento transversal em regime elástico.....	48
Figura 3.9 – Distribuição variável de conectores antes e depois da carga concentrada.....	50
Figura 3.10 – Seção transversal homogeneizada para cálculos em regime elástico.....	50
Figura 3.11 – Algumas tipologias de conectores de cisalhamento.....	52
Figura 3.12 – Equilíbrio de forças na viga mista.....	52
Figura 3.13 – Dimensões padronizadas do <i>stud bolt</i>	53
Figura 3.14 – Etapas da aplicação do <i>stud bolt</i>	54
Figura 3.15 – Dimensões do colar de solda formado após a aplicação do conector	55
Figura 3.16 – Esquema do arranjo experimental do ensaio <i>push-out</i>	56
Figura 3.17 – Diagrama força x escorregamento do conector de cisalhamento.....	57
Figura 3.18 – Deformação do conector de cisalhamento em ensaio push-out (esquerda) e em viga mista (direita).....	58
Figura 3.19 – Diagrama de cisalhamento longitudinal na plastificação dos conectores	59
Figura 3.20 – Distribuição do esforço ao longo da altura do conector.....	59
Figura 3.21 – Região de falha do conector de cisalhamento	60
Figura 3.22 – Equilíbrio de forças no conector de cisalhamento	60

Figura 3.23 – Modos de falha do conector de cisalhamento embutido lajes maciças.....	61
Figura 3.24 – Tipos de fissuração na laje devido à força concentrada nos conectores de cisalhamento	62
Figura 3.25 – Modos de falha por fadiga do conector de cisalhamento	63
Figura 3.26 – Falha por fadiga típica nos ensaios cíclicos <i>push-out</i> e de viga.....	65
Figura 3.27 – Arranjo do ensaio dinâmico de cisalhamento direto em um conector isolado...	66
Figura 3.28 – Curva S-N dos <i>stud blots</i> para as normas americana e europeia.....	66
Figura 3.29 – Prescrição normativa brasileira para modos de falha envolvendo o conector de cisalhamento	70
Figura 3.30 – Fôrmas de laje mista capazes de promover aderência	72
Figura 3.31 – Fluxo de cisalhamento longitudinal nos conectores	73
Figura 3.32 – Equilíbrio de forças longitudinais na interface aço-concreto à esquerda da carga móvel	74
Figura 5.1 – Detalhamento da viga mista ensaiada por Hillhouse e Prinz (2020)	84
Figura 5.2 – Confeção da viga mista ensaiada por Hillhouse e Prinz (2020).....	85
Figura 5.3 – Instrumentação dos conectores, da laje e do perfil componentes da viga mista ensaiada por Hillhouse e Prinz (2020).....	86
Figura 5.4 – Configuração do aparato experimental de Hillhouse e Prinz (2020)	87
Figura 5.5 – Aplicação automática da condição de dupla simetria da viga mista no ANSYS.	90
Figura 5.6 – Visão geral do modelo geométrico no ANSYS da viga mista ensaiada	91
Figura 5.7 – Particionamento prévio da laje, do perfil e dos conectores no modelo geométrico do ANSYS	92
Figura 5.8 – Dimensões consideradas na modelagem geométrica do arredondamento da aresta superior do colar de solda dos conectores de cisalhamento	93
Figura 5.9 – Modelagem da laje de concreto com vazios internos referentes aos volumes ocupados pelos conectores de cisalhamento e os seus colares de solda.....	94
Figura 5.10 – Força concentrada aplicada como distribuída em aresta no modelo.....	95
Figura 5.11 – Apoio aplicado como deslocamento vertical nulo em aresta no modelo.....	96
Figura 5.12 – Evolução do processo iterativo de convergência pelo critério de força do modelo	97
Figura 5.13 – Malha gerada para o modelo	98
Figura 5.14 – Transição harmônica da geometria circular para a retangular nas interfaces conector-laje e conector-perfil.....	99
Figura 5.15 – Modalidades Hex20 e Wed15 do elemento SOLID186 do ANSYS.....	99

Figura 5.16 – Compatibilidade da malha nas interfaces dos corpos do modelo	100
Figura 5.17 – Tolerância aplicada pelo ANSYS para evitar compartilhamento indesejado de nós	101
Figura 5.18 – Definição dos pares de contatos no ANSYS nas interfaces dos corpos particionados.....	102
Figura 5.19 – Extensômetro de lâmina medidor de pressão utilizado no procedimento experimental de Hillhouse e Prinz (2020)	105
Figura 5.20 – Distribuição de pressão de contato assumida para o concreto sobre os conectores e a dedução da sua respectiva força resultante	106
Figura 5.21 – Mapeamento da distribuição vertical da pressão de contato e da sua área de atuação	107
Figura 5.22 – Resultados das medições de pressão de contato e da tensão nominal de cisalhamento nos conectores	108
Figura 5.23 – Demonstração gráfica do comprimento de influência do conector de cisalhamento	110
Figura 6.1 – Diagrama de esforço cortante da viga mista simulada.....	115
Figura 6.2 – Comprimento de influência dos conectores de extremidade da viga mista simulada	116
Figura 6.3 – Gráfico de dispersão de força atuante real <i>versus</i> força atuante teórica no conector de cisalhamento e sua respectiva regressão linear para o procedimento de determinação do coeficiente de atrito	117
Figura 6.4 – Áreas na interface para o cálculo do coeficiente de atrito fictício	120
Figura 6.5 – Obtenção das forças na laje, nos conectores e na interface através do ANSYS	121
Figura 6.6 – Variação da força na laje de concreto entre a teoria e os modelos	123
Figura 6.7 – Momento fletor misto devido à interação de cisalhamento	123
Figura 6.8 – Representação gráfica da distribuição das forças nos conectores, de atrito e normal na viga mista simulada	125
Figura 6.9 – Tensão normal na interface e redução no fluxo de cisalhamento devido ao atrito com e sem a colaboração do peso próprio da laje de concreto.....	127
Figura 6.10 – Distribuição vetorial das forças nodais na face frontal do fuste do conector de cisalhamento C4	127
Figura 6.11 – Regiões do mapeamento da distribuição vertical de força no conector	128
Figura 6.12 – Arestas do colar de solda.....	130
Figura 6.13 – Concentração de esforços no colar de solda do conector de cisalhamento C4	130

Figura 6.14 – Representação gráfica da variação do fator redutor devido ao atrito (modo B de falha por fadiga) em função do coeficiente de atrito fictício para o conector de cisalhamento C4	132
Figura 6.15 – Regressão linear de determinação do expoente redutor devido ao atrito para o modo B de falha por fadiga do conector de cisalhamento C4	134

LISTA DE TABELAS

Tabela 5.1 – Propriedades geométricas e mecânicas de interesse dos componentes da viga mista ensaiada por Hillhouse e Prinz (2020).....	85
Tabela 5.2 – Propriedades mecânicas de cadastro dos materiais do modelo no Engineering Data do ANSYS.....	89
Tabela 6.1 – Propriedades geométricas da viga mista simulada calculadas em regime linear elástico.....	115
Tabela 6.2 – Força na laje de concreto, forças totais nos conectores de cisalhamento, forças de atrito e forças normais pela teoria e pela modelagem computacional.....	122
Tabela 6.3 – Mapeamento de forças nos conectores C2 e C4.....	129
Tabela 6.4 – Forças cortantes e tensões nominais de cisalhamento para os dois modos de falha por fadiga nos conectores da viga mista simulada	131
Tabela 6.5 – Forças atuantes no colar de solda e os seus respectivos fatores redutores devido ao atrito (modo B de falha por fadiga) para os coeficientes de atrito fictício simulados correspondentes ao conector de cisalhamento C4.....	132
Tabela 6.6 – Conjunto de pontos para aplicação da regressão linear de determinação do expoente redutor devido ao atrito para o modo B de falha por fadiga do conector de cisalhamento C4	134

LISTA DE SIGLAS

AASHTO	<i>American Association of State Highway and Transportation Officials</i>
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CB	Comitê Brasileiro
CBCA	Centro Brasileiro da Construção em Aço
CE	Comissão de Estudo
CEN	<i>Comité Européen de Normalisation</i>
CN	Consulta Nacional
CNT	Confederação Nacional dos Transportes
DNIT	Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes
ELF	Estado Limite de Fadiga
ELS	Estado Limite de Serviço
ELU	Estado Limite Último
LRFD	<i>Load and Resistance Factor Design</i>
MEF	Método dos Elementos Finitos
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
NBR	Norma Brasileira
OAE	Obra(s) de Arte Especial(is)
SGO	Sistema de Gerenciamento de Obras de Arte Especiais
WSA	<i>World Steel Association</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

σ_{\max}	Tensão máxima da faixa de variação das tensões nominais
σ_{\min}	Tensão mínima da faixa de variação das tensões nominais
$\Delta\sigma$	Intervalo de tensões
σ_a	Amplitude da variação de tensão ou componente alternada
σ_m	Tensão média ou componente média
R	Razão de tensão
A	Razão de amplitude
σ'_f	Coefficiente de resistência à fadiga
N	Número de ciclos até a fratura
b	Expoente de resistência à fadiga
τ_{\lim}	Tensão de cisalhamento limite
μ	Coefficiente de atrito
P	Pressão normal
c	Coesão
ϕ	Grau de interação
h	Distância entre as linhas neutras das seções transversais do concreto e do aço
h_0	Distância entre os centroides das seções transversais do concreto e do aço
η	Grau de conexão
F_{sh}	Resistência da conexão de cisalhamento na interface
$F_{sh,min}$	Resistência mínima da conexão de cisalhamento na interface para que se tenha conexão completa
η_i	Grau de interação da viga mista de alma cheia
Q_{Rd}	Força resistente de cálculo de um conector de cisalhamento
$\sum Q_{Rd}$	Somatório das forças resistentes de cálculo individuais dos conectores de cisalhamento situados entre a seção de momento positivo máximo e a seção adjacente de momento nulo
F_{hd}	Força de cisalhamento de cálculo entre o componente de aço e a laje
A_{cs}	Área da seção transversal do conector
f_{ck}	Resistência característica do concreto à compressão
E_c	Módulo de elasticidade do concreto
γ_{cs}	Coefficiente de ponderação da resistência do conector

R_g	Coeficiente para consideração do efeito de atuação de grupos de conectores
R_p	Coeficiente para consideração da posição do conector
f_{ucs}	Resistência à ruptura do aço do conector
C_c	Força resistente de cálculo de compressão da laje de concreto
T_a	Força resistente de cálculo de tração do perfil de aço
f_{cd}	Resistência de cálculo do concreto à compressão
f_{yd}	Resistência de cálculo ao escoamento do aço
b_c	Largura efetiva da laje de concreto
t_c	Altura da laje de concreto
A_a	Área do perfil de aço
f_y	Resistência ao escoamento do aço
γ_c	Coeficiente de ponderação da resistência do concreto
γ_{al}	Coeficiente de ponderação da resistência do aço estrutural para estados limites últimos relacionados a escoamento, flambagem e instabilidade
H	Fluxo de cisalhamento longitudinal
V	Esforço cortante na seção transversal
S	Momento estático da área comprimida de concreto transformada em relação ao eixo neutro da seção transversal homogeneizada da viga mista
I_{tr}	Momento de inércia da seção transversal homogeneizada da viga mista
I_{ef}	Momento de inércia efetivo da viga mista
I_a	Momento de inércia da seção transversal do perfil de aço isolado
α	Razão modular
E_a	Módulo de elasticidade do aço
Z_r	Resistência ao corte por fadiga de um conector de cisalhamento tipo pino com cabeça
σ_{SR}	Faixa admissível de variação de tensões para o conector de cisalhamento tipo pino com cabeça
d	Diâmetro do conector de cisalhamento tipo pino com cabeça
e_l	Espaçamento entre conectores de cisalhamento no eixo longitudinal da viga mista
n	Número de conectores de cisalhamento na seção transversal da viga mista
ΔH	Faixa de variação do fluxo de cisalhamento longitudinal
q_i	Fluxo de cisalhamento longitudinal nos conectores no vão de cisalhamento i
V_i	Esforço cortante no vão de cisalhamento i

L_i	Comprimento do vão de cisalhamento i
H_i	Fluxo de cisalhamento longitudinal no vão de cisalhamento i
f_{at_i}	Fluxo de cisalhamento longitudinal resistente de atrito no vão de cisalhamento i
Q_r	Força atuante real em um conector de cisalhamento
l_{inf}	Comprimento de influência do conector de cisalhamento
Q_t	Força atuante teórica em um conector de cisalhamento
y	Variável dependente da função polinomial de primeiro grau
a_1	Coefficiente angular da função polinomial de primeiro grau
x	Variável independente da função polinomial de primeiro grau
a_0	Coefficiente linear da função polinomial de primeiro grau
λ	Fator redutor devido ao atrito
k	Expoente redutor devido ao atrito
μ_{fic}	Coefficiente de atrito fictício da interface aço-concreto da viga mista
$\mu_{eq,Ci}$	Coefficiente de atrito equivalente do conector de cisalhamento i
A_{Ci}	Área do conector de cisalhamento i na interface aço-concreto
$\mu_{c,sup}$	Coefficiente de atrito cinético entre as superfícies do perfil de aço e da laje de concreto
A_{int}	Área da interface aço-concreto
$\mu_{fic,max}$	Coefficiente de atrito fictício máximo da interface aço-concreto da viga mista
λ_0	Fator redutor devido ao atrito para o coeficiente de atrito fictício igual a zero
λ_∞	Fator redutor devido ao atrito para o coeficiente de atrito fictício tendendo ao infinito

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	18
1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO E APRESENTAÇÃO DO TEMA.....	18
1.2 JUSTIFICATIVA DA PESQUISA	25
1.3 OBJETIVOS.....	26
1.3.1 <i>Objetivo geral</i>	26
1.3.2 <i>Objetivos específicos</i>	26
1.4 ABORDAGEM METODOLÓGICA	27
1.5 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	27
2 ASPECTOS RELEVANTES SOBRE FADIGA E ATRITO	29
2.1 FALHA POR FADIGA.....	29
2.2 ADERÊNCIA POR ATRITO	37
3 CONECTORES DE CISALHAMENTO NA INTERFACE AÇO-CONCRETO DE PONTES MISTAS.....	39
3.1 INTERAÇÃO E CONEXÃO DAS SEÇÕES TRANSVERSAIS MISTAS.....	39
3.1.1 <i>Grau de interação conforme a ABNT</i>	43
3.2 FLUXO DE CISALHAMENTO LONGITUDINAL.....	47
3.2.1 <i>Homogeneização da seção transversal</i>	50
3.3 CONECTORES DE CISALHAMENTO	51
3.3.1 <i>Aspectos gerais</i>	51
3.3.2 <i>Conector de cisalhamento tipo pino com cabeça</i>	53
3.3.3 <i>Ensaio e classificação</i>	55
3.3.4 <i>Comportamento e falha em condições estáticas</i>	58
3.3.5 <i>Comportamento e falha em condições dinâmicas</i>	62
3.3.6 <i>Dimensionamento e detalhamento conforme a ABNT</i>	67
3.4 CONSIDERAÇÃO DO ATRITO NO DIMENSIONAMENTO À FADIGA.....	70
3.4.1 <i>Redução do fluxo de cisalhamento longitudinal transmitido aos conectores</i>	72
4 REVISÃO DE LITERATURA	78
4.1 PESQUISAS RELACIONADAS.....	78
5 METODOLOGIA.....	84
5.1 CARACTERIZAÇÃO DO PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL DE REFERÊNCIA	84
5.2 DESCRIÇÃO DA MODELAGEM COMPUTACIONAL DO ENSAIO	88
5.2.1 <i>Geração da malha</i>	98

5.2.2 Definição dos contatos.....	101
5.3 DETERMINAÇÃO DA FORÇA ATUANTE NOS CONECTORES DE CISALHAMENTO.....	105
5.3.1 No procedimento experimental	105
5.3.2 Na modelagem computacional.....	108
5.4 DETERMINAÇÃO DO COEFICIENTE DE ATRITO APLICADO NA MODELAGEM COMPUTACIONAL A PARTIR DO PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	109
5.5 PROPOSIÇÃO DA RELAÇÃO ENTRE A FORÇA NOS CONECTORES E O COEFICIENTE DE ATRITO	112
6 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	115
6.1 COEFICIENTE DE ATRITO E VALIDADE DA EQUAÇÃO SIMPLIFICADA.....	115
6.2 INVESTIGAÇÃO DA TRANSMISSÃO DE ESFORÇOS NA INTERFACE AÇO-CONCRETO.....	120
6.3 RELAÇÃO ENTRE O FATOR REDUTOR DEVIDO AO ATRITO DE UM CONECTOR DE CISALHAMENTO E O COEFICIENTE DE ATRITO FICTÍCIO	131
7 CONCLUSÃO.....	136
7.1 COMENTÁRIOS FINAIS E AVALIAÇÃO DE ALCANCE DOS OBJETIVOS	136
7.2 ORIENTAÇÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	137
REFERÊNCIAS	139

1 INTRODUÇÃO

1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO E APRESENTAÇÃO DO TEMA

Na engenharia civil, denominam-se obras de arte especiais (OAE) as construções de características peculiares cujo caráter singular demanda, tanto em fase de projeto quanto de execução, capacitação técnica altamente especializada. Nesse conceito, se incluem as pontes e os viadutos – espécies de obras de sobreposição de barreiras físicas e vias ou desníveis topográficos, respectivamente – que não apenas agregam funcionalidade às localidades nas quais se instalam como também sempre despertaram o fascínio de engenheiros, projetistas e usuários em geral ao longo do tempo, destacando-se desde as eras mais antigas da história da humanidade.

Com a quinta maior população e extensão territorial do mundo, além de uma geografia bastante diversa em termos de relevo e hidrografia, é intuitivo concluir que o Brasil possui, em suas malhas rodoviária e ferroviária, uma quantidade significativa de pontes e viadutos que exercem papel fundamental no desenvolvimento da integração nacional por meio dos transportes terrestres. Apesar de não haver um levantamento oficial que consolide as informações de malhas viárias de todos os municípios do Brasil, a Pesquisa CNT de Rodovias 2019¹ – elaborada pela Confederação Nacional dos Transportes (CNT) – avaliou 56.901 km de pontes e viadutos, correspondendo a 3,31% do total de 1.720.700 km de rodovias do Brasil. Segundo a mesma pesquisa, a densidade de malha rodoviária pavimentada no país – 25,1 km/1.000 km² – ainda é muito baixa e bastante inferior à de países desenvolvidos e com dimensão territorial semelhante. Diante desse panorama, pode-se inferir que existe uma carência não só na malha rodoviária pavimentada em geral, como também na quantidade de pontes e viadutos no país, tanto nas estruturas de maior porte quanto naquelas mais corriqueiras de curtos e médios vãos presentes nas estradas vicinais (pontilhões).

Em meio a esse cenário, as pontes em aço – em especial as em estrutura mista de aço e concreto – apresentam um valioso conjunto de atributos vantajosos que as qualificam como uma alternativa bastante viável e sustentável para suprir tamanha insuficiência, não apenas na construção de pontes novas como também no alargamento de já existentes. Entende-se por ponte mista de aço e concreto a ponte cuja superestrutura é formada, dentre todas as configurações possíveis, por laje de concreto armado apoiada sobre a parte superior do

¹ www.pesquisarodovias.cnt.org.br/relatorio-gerencial

vigamento de aço (além de outros elementos estruturais secundários), ambos solidarizados por conectores de cisalhamento, trabalhando assim de maneira conjunta conforme a filosofia de projeto das vigas mistas. De forma geral, os sistemas mistos possibilitam o melhor aproveitamento das propriedades dos materiais e, com isso, proporcionam agilidade à obra sem grandes acréscimos de custo e com boas condições de manutenção e durabilidade. Aplicados nas superestruturas de pontes, tais sistemas se mostram econômicos para vãos de 20 a 50 metros (PINHO; BELLEI, 2007) e nas vigas em geral proporcionam redução de até 30% em peso comparando-se com sistemas puramente em aço (BELLEI; PINHO; PINHO, 2008). Possibilidade de dispensa de escoramentos e redução das seções transversais com ampliação das áreas livres são alguns dos aspectos positivos dessa tipologia construtiva.

Atualmente, o Brasil está na nona colocação da lista dos maiores países produtores de aço bruto do mundo – assumindo posição de liderança na América Latina – com 32,2 milhões de toneladas produzidas em 2019 segundo a *World Steel Association* (WSA)². A utilização de sistemas em aço e mistos na construção de pontes e viadutos no país já é realidade há algumas décadas, o que pode ser evidenciado pela segunda etapa do elevado da Linha Vermelha e pelo atualmente demolido elevado da Perimetral (Figura 1.1), construídos no Rio de Janeiro na década de 1970.

Figura 1.1 – Elevados da Linha Vermelha (esquerda) e da Perimetral (direita)



Fonte: (PINHO; BELLEI, 2007)

Entretanto, apesar das estruturas mistas serem cada vez mais presentes, dentre as possíveis concepções estruturais de superestrutura dessas OAE, esses sistemas ainda apresentam baixíssima incidência em relação ao total, cuja maioria absoluta é de pontes em concreto. O Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes (DNIT) possui, desde 1994, o Sistema de Gerenciamento de Obras de Arte Especiais (SGO), responsável por

² <https://www.worldsteel.org/media-centre/press-releases/2020/Global-crude-steel-output-increases-by-3.4--in-2019.html>

cadastrar, avaliar e acompanhar essas estruturas localizadas nas rodovias federais. As informações³ mais atualizadas obtidas através desse banco de dados – desde quando as OAE passaram a ser cadastradas incluindo a classificação por tipo estrutural – revelam que, entre janeiro de 2013 e novembro de 2019, foram registradas apenas 235 ocorrências de pontes mistas, representando 3,57% do total de 6.590 obras de arte especiais cadastradas.

Em contrapartida a esse cenário, do total das pontes rodoviárias, a solução mista já representava cerca de 80% para vãos entre 50 e 70 metros na França e 35% para vãos entre 15 e 50 metros no Reino Unido em 1997 (FERRAZ, 2009). Com esses dados, fica nítido que – apesar das perspectivas e tendências de crescimento – ainda não existe uma forte tradição de se construir pontes mistas no Brasil. O que se constata é que a aplicação dessa tecnologia é melhor aceita em passarelas de pedestres e ciclistas. A preferência por obras de arte especiais em concreto no país ainda se justifica por aspectos culturais, que são sustentados pelas alegações de que a construção em aço torna a obra mais cara e mais suscetível à degradação por corrosão. Porém, com o passar do tempo, a experiência tem mostrado que tais mitos não possuem fundamentação consistente, uma vez que o maior custo aparente da obra em aço é compensado por fatores econômicos referentes às suas vantagens, como rapidez e leveza, além de que os aços possuem, atualmente, tratamentos especiais que lhes conferem excelente resistência à agressividade ambiental sem maiores e mais onerosas preocupações com manutenção.

Para tentar compreender esse fato, é coerente supor que um dos obstáculos para o avanço da construção de pontes mistas no Brasil possa ter sido a longa inexistência de normatização específica da Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT) que traçasse as diretrizes desse tipo de projeto estrutural. Conforme mencionado no Manual de Pontes e Viadutos em Vigas Mistas do Centro Brasileiro da Construção em Aço (CBCA), até pouquíssimo tempo atrás, tais projetos vinham sendo elaborados de acordo com os procedimentos e as normas estrangeiras, especialmente o americano e a europeia – da *American Association of State Highway and Transportation Officials* (AASHTO) e os *Eurocodes* do *Comité Européen de Normalisation* (CEN), respectivamente (PINHO; BELLEI, 2007). A adequação dessas normas para a realidade nacional era feita mediante aplicação subsidiária das normas brasileiras referentes ao projeto de pontes de concreto armado e protendido, às cargas móveis em ponte rodoviária, às cargas em geral para cálculo estrutural e às forças devidas ao vento.

³ Os dados do SGO são de domínio público, mas não são amplamente divulgados. Sua disponibilização a qualquer interessado é realizada apenas mediante solicitação oficial ao DNIT (conforme Lei nº 12.527/2011 – Lei de Acesso à Informação) por meio de planilha eletrônica.

A normatização estrangeira para o projeto de pontes mistas já acumula décadas de consolidação. A AASHTO começou a introduzir critérios para dimensionamento de vigas mistas para pontes em 1944, na quarta edição da publicação *Standard Specifications for Highway Bridges*. Atualmente, o procedimento em vigor é a AASHTO LRFD Bridge Design Specifications (AASHTO, 2017), que está na oitava edição publicada em 2017. Na Europa, o *Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures – Part 2: General rules and rules for bridges* (CEN, 2005) está em vigor desde 2005. Além delas, normas como a alemã, a britânica, a canadense e a japonesa também figuram entre aquelas de maior referência mundial no assunto. Enquanto isso, no Brasil, tamanha dedicação só tinha sido destinada à normatização para as pontes em concreto, que teve sua primeira versão elaborada em 1946 e vigora desde 2003 em sua sexta edição, passando desde 2016 por mais um processo de revisão.

Os esforços para a elaboração da norma nacional de pontes mistas são bastante recentes, tendo se iniciado apenas em 2014. A Comissão de Estudo de Pontes de Aço e Mistas (CE-002:125.005) do Comitê Brasileiro da Construção Civil (ABNT/CB-002) promoveu, desde então, reuniões com membros de fabricantes, projetistas, calculistas, consumidores, academia e entidades do setor, das quais se originou a ABNT NBR 16694:2020 – Projeto de pontes rodoviárias de aço e mistas de aço e concreto (ABNT, 2020). O seu projeto se constituiu em duas versões, cuja minuta mais recente data de dezembro de 2019, quando entrou em consulta nacional (CN) e assim permaneceu até janeiro de 2020, sendo analisada nos meses seguintes e publicada com valor normativo no dia 08 de julho do corrente ano, conforme mostra a evolução cronológica dos estágios de elaboração da norma (Figura 1.2).

Figura 1.2 – Estágios de elaboração da ABNT NBR 16694:2020

Projeto			
Código	ABNT NBR 16694 (2º projeto)		
Tipo	Nova NBR		
Título	Projeto de pontes e viadutos rodoviárias de aço e mistas aço e concreto		
Etapas Atuais	60.60 Norma publicada		
Comitê	ABNT/CB-002 Construção Civil		
ICS	93.040 Construção de pontes; 91.080.13 Estruturas de aço		
Estágio	Início	Fim	Status
30 Comissão	05/09/2019	05/09/2019	Estágio Realizado
35 Análise do Processo e adequação	05/09/2019	09/09/2019	Estágio Realizado
36 Comitê Técnico	09/09/2019	13/09/2019	Estágio Realizado
37 Validação alteração adequação	13/09/2019	13/09/2019	Estágio Realizado
38 Editoração	13/09/2019	09/12/2019	Estágio Realizado
39 Comitê Técnico	09/12/2019	11/12/2019	Estágio Realizado
40 Consulta Nacional	11/12/2019	10/01/2020	Estágio Realizado
50 Análise da Consulta Nacional pela CE	10/01/2020	24/06/2020	Estágio Realizado
55 Análise do processo da CN	24/06/2020	26/06/2020	Estágio Realizado
60 Publicação	29/06/2020	07/07/2020	Estágio Realizado

Fonte: www.abntcatalogo.com.br

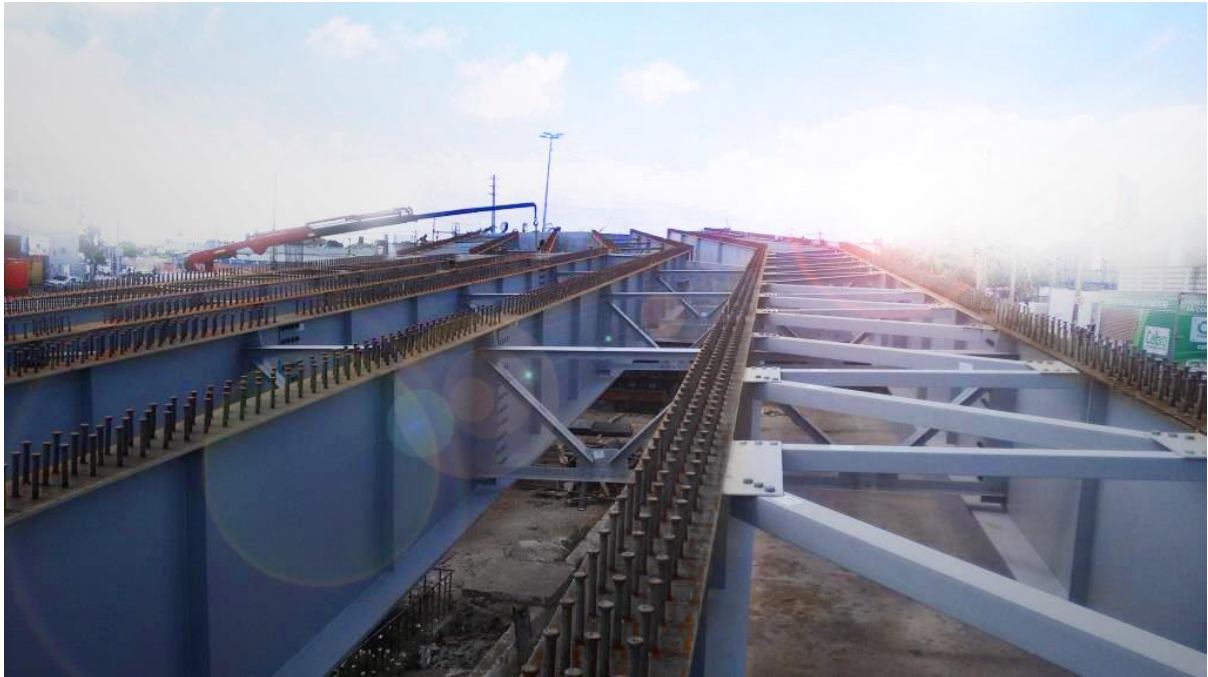
Como curiosidade, vale destacar que a primeira versão do projeto dessa norma esteve em elaboração de março de 2016 até setembro de 2019, quando – após a sua consulta nacional (ocorrida entre maio e julho de 2018) ter proporcionado a identificação de lacunas na sua última minuta, publicada em maio de 2018 – foi devolvida para a comissão de estudo e por ela reformulada.

As normas técnicas voltadas para o dimensionamento de pontes precisam contemplar os aspectos referentes ao fato de que essas estruturas apresentam atributos peculiares em termos de dimensões e carregamentos que as tornam suscetíveis a fenômenos cuja compreensão só é proporcionada pela análise dinâmica, tais como a ressonância e a fadiga. O fenômeno da fadiga é pouco estudado na engenharia civil no Brasil – principalmente a nível de graduação – visto que, de forma majoritária, as estruturas civis atuam solicitadas por carregamentos que, com o objetivo de simplificar a análise, podem ser interpretados como estáticos, ou seja, que permanecem constantes no decorrer de toda a sua vida útil. A solicitação de um componente estrutural por cargas cíclicas – como é o caso das cargas móveis de pontes – é condição essencial para a manifestação da fadiga, independente do material que o compõe.

Ao longo da história, muitos acidentes com pontes no Brasil e no mundo tiveram a fadiga como pelo menos uma de suas causas, sendo que tal falha pode atingir a estrutura em praticamente todos os seus elementos constituintes. Por esse motivo, a preocupação com a fadiga é um assunto discutido no Manual de Inspeção de Pontes Rodoviárias do DNIT, no qual procedimentos de inspeção e avaliação são especificados no capítulo referente a superestruturas de aço (DNIT, 2004). Tratando-se especificamente do conector de cisalhamento tipo pino com cabeça – um dos tipos permitidos pela norma e bastante utilizado devido à sua facilidade de aplicação – a compreensão desse fenômeno se torna especialmente importante, uma vez que, por ser flexível e se deformar sob cargas de serviço, esse dispositivo apresenta naturalmente baixo desempenho à fadiga (VERÍSSIMO, 2007).

Para os conectores de cisalhamento aplicados em pontes mistas (Figura 1.3), a própria análise das formulações normativas já indica que a fadiga é o modo de falha que normalmente governa o dimensionamento. A ruptura dos conectores levaria à interrupção do comportamento misto das seções de aço e concreto, de modo que o funcionamento estrutural passaria a ser o de uma laje de concreto armado simplesmente apoiada em vigas de aço. As vigas, então, seriam bruscamente conduzidas a uma situação de resistências reduzidas e deslocamentos elevados. Com essa ocorrência, a situação prevista e adotada na análise estrutural e no dimensionamento se desconfiguraria completamente, ao passo que as instabilidades laterais e locais nas vigas tornariam inevitável a catástrofe iminente.

Figura 1.3 – Conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça aplicados em vigas de pontes mistas



Fonte: www.perfilsoldado.com.br

A norma brasileira de pontes mistas indica, no Capítulo 10 – Dimensionamento de elementos com seções I sujeitos à flexão, que para o dimensionamento da viga mista na fase após a cura do concreto seja aplicado o descrito no Anexo O (normativo) – Vigas mistas de aço e concreto da ABNT NBR 8800:2008 – Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios (ABNT, 2008), com a obrigatoriedade expressa de que seja adotada sempre a interação completa. O texto determina ainda que os conectores devem ser verificados considerando o fluxo de cisalhamento longitudinal, obtido em regime elástico. Complementando o procedimento da norma de edifícios – no qual o cálculo dos conectores de cisalhamento considera apenas os modos de falha de esmagamento do concreto e ruptura do aço em condições estáticas – a norma fornece, no seu Anexo A (normativo) – Fadiga, o procedimento específico de cálculo da faixa admissível de variação de tensões para não ocorrer falha por fadiga para conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça, que segue fielmente a mesma formulação apresentada no procedimento americano. Além dessas determinações, há ainda no escopo da norma a recomendação de que, para situações ou soluções construtivas não cobertas, o responsável técnico utilize um procedimento aceito pela comunidade técnico-científica, acompanhado de estudos para manter o nível de segurança previsto.

Ao acompanhar o processo de elaboração de uma norma técnica destinada ao projeto estrutural de obras de construção civil, evidencia-se que, seja a nível nacional ou internacional, um grande esforço de pesquisa é empreendido nessa tarefa a fim de assegurar a adoção das

determinações que melhor alieem aos critérios de segurança os critérios econômicos. Entretanto, ao longo dos anos, a experiência mundial na construção e utilização de pontes mistas de aço e concreto tem mostrado que os conectores de cisalhamento dessas estruturas, nas condições reais de carregamento de tráfego, normalmente são solicitados por tensões cisalhantes consideravelmente inferiores às previstas nas etapas de cálculo, mantendo-se íntegros ao final da sua vida útil prevista em projeto, preservando alguma capacidade estrutural em termos de resistência à fadiga remanescente ou residual.

Essa caracterizada situação de superdimensionamento é cientificamente comprovável por meio de pesquisas experimentais em pontes mistas reais que fazem uso de ensaios locais não destrutivos – tais como inspeção de partícula magnética e teste de líquido penetrante –, sendo que uma possível explicação para esse fato é a contribuição na resistência ao cisalhamento devido à aderência por adesão e/ou atrito na interface entre a laje de concreto e a viga de aço, que reduz a tensão que chega aos conectores e, conseqüentemente, o seu acúmulo de dano (OVUOBA, 2017).

Assim como a própria fadiga, o fenômeno da aderência também é complexo e dificilmente pode ser quantificado com precisão. Esse fato pode ser uma das razões que levaram as principais normas técnicas internacionais a desprezarem essa contribuição em seus procedimentos de ensaio e análise de fadiga em conectores de cisalhamento, tendência acompanhada pela norma brasileira. No entanto, foi através de pesquisa que se possibilitou a consideração da aderência entre materiais enquanto propriedade física em diversas determinações de dimensionamentos estruturais, tais como a resistência lateral de estacas de fundação cravadas e escavadas (interface concreto-solo ou aço-solo), o comprimento de ancoragem da armadura longitudinal de elementos em concreto armado (interface aço-concreto) e a resistência ao escorregamento entre chapas metálicas em ligações por atrito com parafusos protendidos por aperto com controle de torque (interface aço-aço).

Pode-se supor que um dos maiores entraves para que as normas técnicas de pontes mistas incorporem as formulações teóricas de atrito no dimensionamento à fadiga dos conectores é a dificuldade de determinação do coeficiente de atrito para o par de contato aço-concreto. Essa determinação, tanto de forma direta quanto indireta, já foi objeto de estudo de diversas pesquisas experimentais, de modo que a literatura dispõe de alguns valores provenientes das mais variadas metodologias de ensaio e situações de aplicação (SINGLETON, 1985; BALTAY; GJELSVIK, 1990; CHEN, 2013), mas sempre partindo da formulação teórica genérica de atrito da Lei de Coulomb. Porém, o adequado rigor para a possível consideração desse fenômeno nas formulações de análise e cálculo estrutural apresentadas nas normas

exigiria que a determinação do coeficiente de atrito ocorresse através de ensaios específicos, na condição particular de atuação na qual a norma se aplica e partindo da formulação teórica própria de atrito na interface aço-concreto de vigas mistas, desenvolvida por Oehlers e Bradford (1995).

A equação de Oehlers e Bradford (1995) é, na verdade, uma tentativa de abordar simplificada o complexo fenômeno da aderência por atrito. A comprovação prática da validade dessa simplificação poderia ter como consequência a possibilidade da sua incorporação nos procedimentos normativos de cálculo do fluxo de cisalhamento longitudinal que efetivamente solicita os conectores. Para que isso um dia possa ser realidade nas normas técnicas ao redor do mundo, torna-se necessária uma investigação profunda acerca de como o atrito na interface aço-concreto de vigas mistas influencia na transmissão de esforços aos conectores de cisalhamento, uma linha de pesquisa tão promissora quanto deficitária.

Portanto, por meio deste trabalho, pretende-se obter indícios para responder se é possível aplicar as formulações teóricas que levam em consideração a contribuição da aderência por atrito na interface aço-concreto para o dimensionamento à fadiga de conectores de cisalhamento em pontes mistas, a fim de se favorecer – desconsiderando qualquer outro impedimento de ordem teórica ou técnica – a possibilidade da sua futura implementação nas normas técnicas dessas estruturas, almejando a elaboração de projetos mais econômicos sem nenhuma redução nos seus rigorosos critérios de segurança.

Neste trabalho, assume-se por hipótese básica que a formulação teórica simplificada de Oehlers e Bradford (1995) é suficientemente válida, de modo que partindo dela seja possível determinar, indiretamente por meio de resultados experimentais, o valor do coeficiente de atrito na interface aço-concreto de vigas de pontes mistas. Por hipótese secundária, assume-se que é possível estabelecer e equacionar a relação entre esse coeficiente de atrito e o esforço que de fato é transmitido aos conectores de cisalhamento. Desse modo, a pesquisa deve proporcionar primeiramente a ratificação da hipótese primária para, em seguida, atestar a secundária.

1.2 JUSTIFICATIVA DA PESQUISA

No Brasil, outros trabalhos realizados anteriormente a este já se propuseram a prestar contribuições ao estudo das pontes mistas de aço e concreto de forma geral. Entretanto, como diferencial, esta pesquisa aconteceu concomitantemente à elaboração da norma brasileira destinada ao projeto dessas estruturas, permitindo o acompanhamento das mais relevantes discussões realizadas durante esse processo. Além disso, a nível nacional, existe carência de

trabalhos que tratam especificamente da fadiga nos conectores de cisalhamento. A nível mundial, no entanto, as pesquisas existentes que têm se proposto a levar a discussão da contribuição do atrito para o cenário das normatizações técnicas são bastante recentes, ao passo que as mais consolidadas sugerem apenas que o seu efeito benéfico não deva ser usado no dimensionamento de novas estruturas, mas apenas na verificação do desempenho de estruturas existentes (OEHLERS; BRADFORD, 1995).

Portanto, motivada pelo processo de elaboração da norma brasileira de pontes mistas e pelo desejo de favorecer a otimização dos recursos empregados nesse tipo de obra tão importante para a construção civil, esta pesquisa se justifica pelo fato de ter a possibilidade real de prestar alguma colaboração – ainda que no longo prazo – ao desenvolvimento e à evolução dessa normatização técnica.

1.3 OBJETIVOS

1.3.1 *Objetivo geral*

Investigar como a parcela de aderência por atrito na interface aço-concreto pode ser equacionada para incorporação no dimensionamento à fadiga de conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça aplicados em estruturas de pontes mistas conforme a ABNT NBR 16694:2020 (ABNT, 2020).

1.3.2 *Objetivos específicos*

São objetivos específicos deste trabalho:

- a) Desenvolver a equação para a determinação indireta do coeficiente de atrito na interface aço-concreto de pontes mistas a partir da equação simplificada de Oehlers e Bradford (1995), da teoria de cisalhamento longitudinal na flexão em regime elástico e do tratamento estatístico de dados experimentais de conectores de cisalhamento em ensaio de flexão de vigas mistas;
- b) Determinar indiretamente o valor do coeficiente de atrito por meio da aplicação dos dados – disponíveis na literatura – de um ensaio real na equação desenvolvida;
- c) Validar o coeficiente de atrito determinado e, conseqüentemente, a equação simplificada de Oehlers e Bradford (1995) através de modelagem e simulação computacional com análise estrutural do ensaio real utilizado;

- d) Desenvolver a equação para a determinação da relação matemática entre o coeficiente de atrito da interface aço-concreto de pontes mistas e o fluxo de cisalhamento longitudinal transmitido aos seus conectores de cisalhamento e aplicá-la à viga mista simulada;
- e) Avaliar a contribuição da consideração do atrito na verificação de fadiga nos conectores de cisalhamento da viga mista simulada.

1.4 ABORDAGEM METODOLÓGICA

Para solucionar o problema e atingir os objetivos desta pesquisa, a investigação do efeito benéfico do atrito na interface aço-concreto para o dimensionamento à fadiga de conectores de cisalhamento em pontes mistas pode ser realizada a partir da análise estrutural com abordagem experimental ou computacional. No primeiro caso, são realizados, em laboratório, ensaios padronizados por norma ou com algum procedimento inovador proposto. No segundo, são utilizadas ferramentas de modelagem numérica em ambiente computacional de simulação – normalmente baseadas no Método dos Elementos Finitos (MEF) – de desenvolvimento próprio ou por intermédio de algum *software* renomado na comunidade científica e no mercado profissional.

Tendo em vista as limitações do porte do laboratório disponível e do tempo determinado para a realização desta pesquisa, a execução de abordagem experimental seria inviável. Assim, a análise estrutural realizada neste trabalho desenvolveu-se por meio computacional, com a utilização de resultados experimentais extraídos da literatura aplicados no *software* ANSYS, originalmente desenvolvido com pacotes de formulação de contato para modelos com múltiplos corpos.

1.5 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

Este trabalho está organizado em oito capítulos. Neste introdutório Capítulo 1, foram apresentados o tema da pesquisa dentro do contexto no qual se insere, bem como o seu problema, as suas hipóteses, a sua justificativa, os seus objetivos e a abordagem metodológica utilizada no seu desenvolvimento.

Os capítulos seguintes constituem o referencial teórico deste trabalho. O Capítulo 2 é destinado à apresentação resumida da teoria de falha por fadiga nos seus mais diversos e abrangentes aspectos e da teoria geral da aderência por atrito, e o Capítulo 3 trata da

compreensão da transmissão de esforços aos conectores de cisalhamento na interface aço-concreto de vigas mistas, do seu comportamento em condições estáticas e dinâmicas, do seu dimensionamento conforme a ABNT NBR 16694:2020 (ABNT, 2020) e da teoria sobre a contribuição do atrito nessa transmissão. O Capítulo 4 fecha o referencial teórico com a revisão de literatura, na qual são apresentados os principais trabalhos encontrados que se enquadram na mesma linha de pesquisa e que de alguma forma serviram como orientação deste trabalho, destacando as suas principais conclusões e contribuições.

Os capítulos da segunda parte compõem o desenvolvimento propriamente dito desta pesquisa. O Capítulo 5 explica detalhadamente toda a proposição metodológica utilizada, desde a descrição da simulação computacional realizada e do procedimento experimental no qual ela se baseou até a dedução das equações propostas. O Capítulo 6 comenta a aplicação da metodologia, apresentando os seus resultados e discutindo a validade e a coerência dos mesmos.

Por fim, o Capítulo 7 faz a conclusão deste trabalho, avaliando o alcance dos objetivos elencados na introdução e indicando possibilidades de avanços que podem ser promovidos por pesquisas futuras.

2 ASPECTOS RELEVANTES SOBRE FADIGA E ATRITO

2.1 FALHA POR FADIGA

Em certas estruturas, cargas que apresentam direção, magnitude ou ponto de aplicação variáveis ao longo do tempo e atuam repetidamente podem ser responsáveis por ocasionar a falha estrutural por meio de mecanismos diferentes daqueles provocados pelas cargas estáticas. Enquanto que no regime de carregamento estático o material é submetido a um acréscimo lento de tensão ao passo que se deforma gradativamente até atingir os estágios de escoamento e posteriormente de ruptura, no regime dinâmico, a falha – repentina e catastrófica, mesmo em materiais dúcteis – se dá após um número elevado de ciclos de variação de tensão, cujo valor máximo de tensão se situa muito abaixo dos limites de ruptura e até mesmo de escoamento do material. Desse modo, as análises estáticas não são suficientes para descrever o comportamento da estrutura e estabelecer os critérios adequados de confiabilidade e segurança no seu projeto.

O fenômeno da falha por fadiga é responsável pela maioria das falhas dos componentes mecânicos e justamente por isso é um modo de falha mais amplamente estudado pela engenharia mecânica do que pela civil. A fadiga é, portanto, um processo de deterioração progressivo e localizado dos materiais submetidos a tensões variáveis cíclicas, que ocasionam inicialmente deformações plásticas responsáveis pela formação de fissuras que se propagam e, após certo número de ciclos, atingem um tamanho crítico e culminam na sua fratura final. Trata-se, então, de um fenômeno complexo e altamente variável a cada caso prático, de predição mais difícil comparada à de falha por carregamento estático.

Resumidamente, o procedimento geral para o cálculo da resistência à fadiga mecânica dos materiais pode ser dividido em três etapas. A primeira etapa consiste em conhecer três aspectos que funcionam como dados de entrada do problema: o histórico de carregamento aplicado, a geometria da estrutura e as propriedades físicas de fadiga do material, determinadas através de dados experimentais provenientes de ensaios padronizados. Com o processamento desses parâmetros, a segunda etapa se dá pela análise de fadiga em si, que pode ser realizada por diferentes métodos, cada um mais adequado a uma determinada situação. Por fim, a terceira etapa é a determinação da estimativa de vida da estrutura, na qual é apresentado o principal resultado da análise que é o número de ciclos de carregamento e descarregamento que a estrutura irá suportar sem sofrer falha por fadiga.

As variações de tensões capazes de provocar a falha dinâmica acontecem de diferentes maneiras, mas de forma geral podem ser classificadas como ciclos de tensões de amplitude

constante – de natureza determinística e previsível – e amplitude variável – de natureza aleatória. Os ciclos de tensão de amplitude constante podem se manifestar sob três formas específicas: tensões que se revezam entre tração e compressão constituem os ciclos alternados, enquanto tensões que variam de 0 até um valor máximo (positivo ou negativo) caracterizam os ciclos repetidos, e tensões que variam dentro de uma faixa apenas de tração ou de compressão sem nunca cessar por completo identificam os ciclos pulsantes ou flutuantes.

Para a compreensão das formulações matemáticas da análise de fadiga, é necessário inicialmente definir os parâmetros básicos que caracterizam a variação da tensão de amplitude e frequência constantes em função do tempo, além de estabelecer melhor os conceitos de ciclo e de reversão de tensão. Os parâmetros se baseiam nos limites da faixa de variação das tensões nominais e seus valores são expressos pelas Equações (2.1), (2.2), (2.3), (2.4) e (2.5).

$$\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} \quad (2.1)$$

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2} \quad (2.2)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2} \quad (2.3)$$

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (2.4)$$

$$A = \frac{\sigma_a}{\sigma_m} \quad (2.5)$$

Sendo:

σ_{\max} a tensão máxima da faixa de variação das tensões nominais;

σ_{\min} a tensão mínima da faixa de variação das tensões nominais;

$\Delta\sigma$ o intervalo de tensões;

σ_a a amplitude da variação de tensão ou componente alternada;

σ_m a tensão média ou componente média;

R a razão de tensão;

A a razão de amplitude.

O ciclo de tensão pode ser conceituado como sendo uma variação completa de tensão, começando no valor médio, crescendo até atingir o valor máximo, decrescendo e passando mais uma vez pelo valor médio até atingir o valor mínimo e crescendo até terminar novamente no valor médio. Cada variação entre dois valores de tensão média, seja passando pela tensão

máxima ou pela tensão mínima é denominada reversão de tensão, de forma que cada ciclo é composto por duas reversões. Ainda é possível conceituar que um ciclo constitui uma única aplicação e remoção de uma carga seguida de outra aplicação e remoção de carga na direção oposta, enquanto uma reversão ou meio ciclo significa que a carga é aplicada e depois removida apenas uma vez, independente do sentido (BUDYNAS; NISBETT, 2016).

Já os carregamentos aleatórios, que geram ciclos de tensão de amplitude variável, afetam as estruturas de uma forma um pouco mais complexa, de modo que a sua análise requer um processamento prévio que, a partir de um histórico de carregamentos fornecido, faça a contagem do número de ciclos. Dentre os métodos que podem ser empregados para realizar essa contagem, o método *Rainflow* é um dos mais tradicionalmente empregados (NORTON, 2013).

Simultaneamente, as estruturas podem ser solicitadas por um ou mais carregamentos variáveis em direções e sentidos distintos, que são capazes de produzir tensões em mais de um eixo no mesmo ponto. Assim, tensões normais e cisalhantes passam a atuar de forma combinada no desenvolvimento do fenômeno da fadiga, que passa a ser do tipo multiaxial e não mais uniaxial. Além disso, os carregamentos que provocam as tensões multiaxiais podem atuar de duas formas diferentes. Quando a razão entre as tensões principais é constante em um mesmo ciclo, o carregamento é denominado proporcional ou simples. Para esse caso, as tensões também precisam ter direção constante, configurando carregamentos sincronizados, periódicos e em fase. Já no caso oposto, quando a razão e a direção das tensões principais variam durante o mesmo ciclo de carregamento, ele é denominado não proporcional ou complexo.

A depender da ordem de grandeza do número de ciclos de cargas de fadiga ao qual o componente é submetido durante a sua vida em operação até a ocorrência da falha, são possíveis dois regimes de fadiga: a fadiga de baixo ciclo ou a fadiga de alto ciclo. Não há, na literatura especializada, um consenso sobre a definição exata da quantidade de ciclos que separa os dois regimes. De maneira geral, é estabelecida a faixa de 10^2 a 10^4 para o início do regime de alto ciclo, sendo esse valor variável com o tipo de material (DOWLING, 2013). Genericamente, é sugerido e adotado o valor de 10^3 ciclos como esse limite (NORTON, 2013; BUDYNAS; NISBETT, 2016). Cabe ainda destacar que o regime de fadiga tem uma relação inversa com o nível de tensão nominal aplicada nos ciclos de carregamento. Na fadiga de baixo ciclo, uma vez que menos ciclos de carga são responsáveis por ocasionarem a falha da peça, o nível de tensão nominal aplicada é alto, e vice-versa.

Toda falha por fadiga se inicia com uma pequena fissura, que pode inclusive ter origem na manufatura da peça, antes mesmo deste ser mecanicamente solicitado. A outra possibilidade

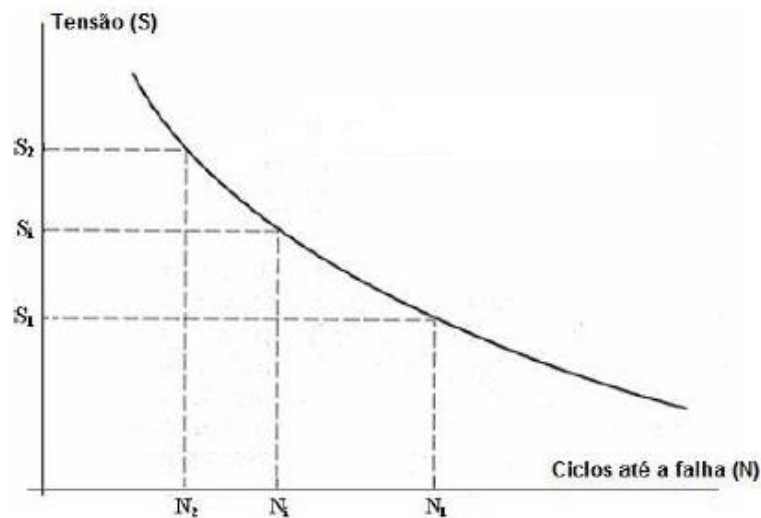
de desenvolvimento da fissura é no decorrer do tempo, quando a peça está submetida às deformações cíclicas, especialmente em torno de descontinuidades presentes nela que se comportam como concentradores de tensão. Há, ainda, condições capazes de acelerar o surgimento e a propagação das fissuras, como tensões residuais de tração, altas temperaturas, corrosão superficial e alta frequência de ciclagem de carga. As deformações existentes no processo de falha por fadiga, pelo menos dos materiais dúcteis, são do tipo plásticas. Especificamente nas regiões desses concentradores de tensão ocorre uma plastificação localizada, na qual o escoamento desencadeia a formação das fissuras de fadiga. É válido ressaltar que são tensões de tração que promovem o crescimento da fissura. Falhas por fadiga são sempre falhas por tensões de tração, ainda que as cisalhantes é que tenham iniciado a formação das fissuras. Assim, carregamentos cíclicos que geram tensões sempre de compressão não são capazes de ocasionar, por si sós, falha por fadiga, visto que a sua tendência é de fechar as fissuras.

A falha por fadiga apresenta características bem diferentes da fratura estática de materiais dúcteis, visto que antes dela não se desenvolvem grandes deflexões que evidenciem e alertem para o colapso iminente e também não ocorre a estricção. Por outro lado, tal falha acontece com aparência similar à ruptura estática de materiais frágeis, pois as superfícies de fratura são planas e perpendiculares ao eixo de tensão. No entanto, a peculiaridade da falha por fadiga é que ela se dá de forma gradativa em três estágios, denominados início da fissura ou nucleação (estágio I), propagação da fissura (estágio II) e ruptura repentina devido ao crescimento instável da fissura (estágio III) (BUDYNAS; NISBETT, 2016).

Por meio dos primeiros estudos sobre fadiga foi possível evidenciar a relação do número de ciclos de tensão com a causa do colapso e descobrir a existência de uma tensão limite de resistência à fadiga para os materiais, ou seja, um valor máximo de tensão para o qual seriam toleráveis infinitos ciclos alternados sem a ocorrência de falha. Esses estudos experimentais consistiram em submeter eixos giratórios a diferentes carregamentos de flexão (para obter variações de tensão no decorrer do tempo) até a ruptura, a fim de se contabilizar e registrar o número de ciclos necessários para tal. A representação gráfica dos resultados tornou-se a forma padrão de caracterização do comportamento dos materiais sujeitos a tensões alternadas – na qual o eixo das abscissas corresponde ao número de ciclos e o eixo das ordenadas à tensão nominal aplicada ou resistência à fadiga –, ficando então conhecida como curva S-N, diagrama S-N ou ainda curva de Wöhler (NORTON, 2013). A curva S-N é característica de cada material e apresenta um aspecto genérico (Figura 2.1). Embora no eixo das ordenadas sejam geralmente plotados os valores de amplitude da variação de tensão, também podem ser empregados ao

invés deles os valores do intervalo de tensões ou da tensão máxima (DOWLING, 2013). Esse mesmo eixo ainda pode ser plotado em termos de resistência à fadiga normalizada, definida como a razão entre a resistência à fadiga e a resistência última à tração do material (NORTON, 2013).

Figura 2.1 – Aspecto genérico da curva S-N



Fonte: (SANTOS, 2016)

O diagrama S-N é a forma gráfica de se registrar um conjunto finito de pontos dispersos provenientes de dados de ensaios. A curva em si é a extrapolação dos dados experimentais discretos para uma representação contínua, resultante de uma modelagem matemática que envolve tratamentos estatísticos de regressão, a fim de se estabelecer a função que descreve o comportamento do material para qualquer ponto dentro do seu domínio. Em 1910, Basquin passou a utilizar o gráfico com o eixo vertical em termos da amplitude da variação de tensão e ambos os eixos em escala logarítmica. Assim, a curva passou a ter o formato de uma reta descendente. A relação linear dessa reta pode ser encontrada na literatura escrita de algumas formas ligeiramente diferentes e facilmente ajustáveis. Dentre elas, a mais comum é a apresentada na Equação (2.6).

$$\sigma_a = \sigma'_f (2N)^b \quad (2.6)$$

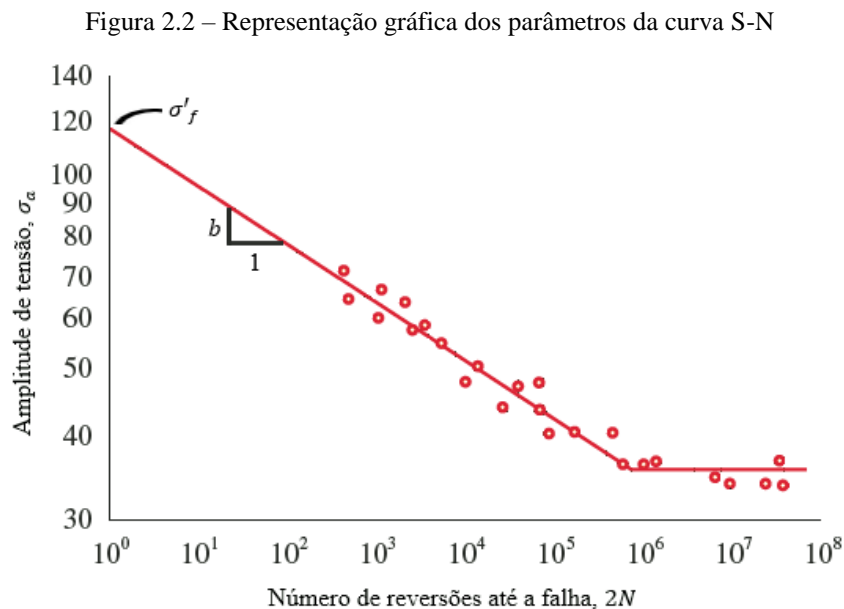
Sendo:

σ'_f o coeficiente de resistência à fadiga;

N o número de ciclos até a fratura;

b o expoente de resistência à fadiga.

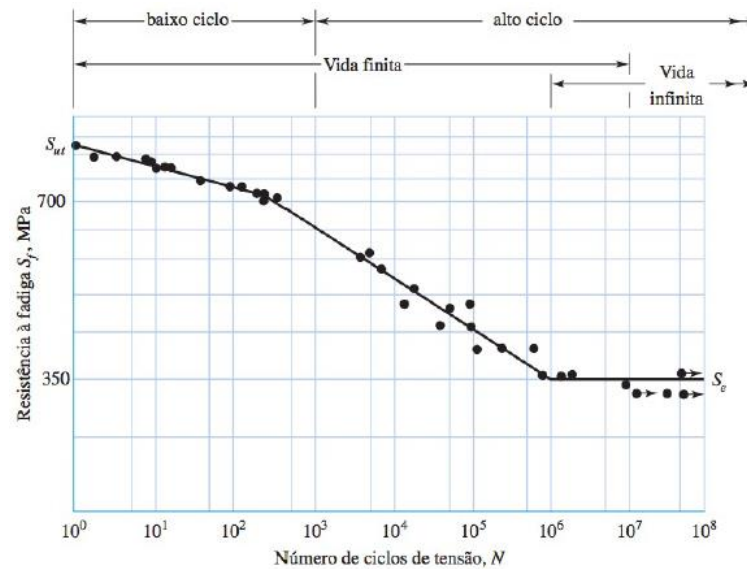
Os parâmetros da Equação (2.6) devem ser determinados experimentalmente para cada tipo de material, a partir da extrapolação dos dados de ensaios, mas podem ser facilmente encontrados na literatura para alguns materiais. De acordo com essa representação, a resistência à fadiga é avaliada em termos não do número de ciclos, mas sim do número de reversões. O coeficiente de resistência à fadiga equivale ao coeficiente linear da reta, correspondendo ao valor teórico de resistência à fadiga em termos da componente alternada associado à fratura em uma reversão, quando a reta intercepta o eixo das ordenadas (ou seja, para $\log(2N) = 0$ ou $2N = 1$) e o expoente de resistência à fadiga equivale ao coeficiente angular da reta, correspondendo à sua inclinação ou tangente (Figura 2.2).



Fonte: (adaptada de NORTON, 2013)

Uma observação interessante é que a curva retificada pelas escalas logarítmicas pode apresentar uma mudança de declividade na transição do regime de baixo para o de alto ciclo, tornando-a mais acentuada. Além disso, a região horizontal da curva representa a existência de um valor máximo de tensão nominal aplicada para o qual não há mais falha dos corpos de prova, mesmo em um número ilimitado de ciclos. Essa inflexão define o limite de fadiga ou limite de endurance, correspondendo ao valor de tensão que representa a resistência para uma vida infinita. Tal inflexão ocorre normalmente para um número de ciclos de tensão na ordem de 10^6 a 10^7 (Figura 2.3).

Figura 2.3 – Inflexões da curva S-N



Fonte: (BUDYNAS; NISBETT, 2016)

Por se tratar de uma aplicação específica da análise dinâmica das estruturas, a análise de falha por fadiga pode ser realizada tanto no mais tradicional domínio do tempo (em termos de número de ciclos) como no da frequência. Atualmente, existem três abordagens utilizadas para determinar se um componente estrutural dinamicamente carregado irá sofrer falha por fadiga e, em caso afirmativo, prever a duração estimada da sua vida de acordo com o nível especificado de carregamento. São elas: o método tensão-número de ciclos ou tensão-vida (S-N ou σ -N), o método deformação-número de ciclos ou deformação-vida (e-N ou ε -N) e o método da mecânica da fratura linear elástica (MFLE) (NORTON, 2013; BUDYNAS; NISBETT, 2016). O método S-N é o mais tradicional e conhecido na análise de fadiga, enquanto que os outros dois são abordagens mais recentes e complexas que se aprofundam no comportamento cíclico dos materiais em termos de deformações plásticas e propagação de dano.

O método tensão-número de ciclos correlaciona valores de tensão com número de ciclos de carregamento para estabelecer o limite de resistência à fadiga do material. Esse método tem como principal pressuposto a manutenção das deformações no regime elástico, ou seja, sem ocorrência de escoamento local, para que nunca haja iniciação nem propagação de fissuras. Portanto, sua aplicação é destinada às solicitações de baixa tensão nominal, no regime de alto ciclo de fadiga. A fundamentação do método S-N é experimental, baseada na própria curva S-N. A estimativa de vida fornecida nesse modelo é relativa à vida total do componente, de modo que por meio dele é capaz de se prever com quantos ciclos de carga o componente atingirá a ruptura.

A maneira mais precisa de se obter a descrição do comportamento de um componente estrutural à fadiga é a partir de ensaios realizados em montagens reais ou protótipos que possuam o mesmo tamanho, formato e material do projeto real submetidos às condições reais de carga, temperatura e ambiente. Uma opção mais viável pode ser a realização de ensaios padronizados em corpos de prova do mesmo material com o qual será fabricado o projeto real ou a utilização dos dados oriundos desses ensaios disponíveis na literatura ou pelos fabricantes. Em último caso, o limite de fadiga e a curva S-N podem ser estimados a partir dos dados disponíveis obtidos nos ensaios estáticos convencionais, como o limite de ruptura ou resistência à tração.

O valor de resistência à fadiga ou de limite de fadiga obtido por meio de estimativas – e também por meio de ensaios com corpos de prova diferentes do componente em análise – precisa levar em consideração uma série de seis circunstâncias que, em serviço, podem exercer influência direta nesse valor, tendendo a reduzi-lo. Tais circunstâncias são numericamente expressas como fatores de correção, que devem ser multiplicados pelo valor de resistência à fadiga. As seis circunstâncias são a condição de superfície, o tamanho, o carregamento, a temperatura, a confiabilidade e os efeitos diversos (NORTON, 2013).

A presença de entalhes, que funcionam como concentradores de tensões nos componentes estruturais, também deve ser levada em consideração na determinação estimada da sua resistência à fadiga. A consideração dessa concentração de tensões também é matematicamente representada por um fator multiplicador para majorar a tensão nominal, que tem seu fluxo de forças bruscamente descontinuado (NORTON, 2013).

Outra circunstância que diferencia o comportamento dos componentes estruturais dinamicamente solicitados em condições ideais de ensaio e condições reais de serviço está no tocante à existência de tensões médias não nulas. Quando uma carga de fadiga provoca tensões médias de tração, a sua resistência diminui. Por outro lado, com tensões médias de compressão, a sua resistência à fadiga é aumentada. O efeito das tensões médias é levado em consideração com a utilização de algum critério ou método de avaliação desse efeito, que leve ainda em consideração a utilização de um fator de segurança. Dos métodos existentes, os mais comumente aplicados para essa finalidade são os de Soderberg, Goodman e Gerber (NORTON, 2013).

Quanto ao projeto de componentes estruturais sujeitos à ocorrência do fenômeno da fadiga, a depender das suas condições de uso, são possíveis quatro diferentes critérios: o projeto para vida infinita, o projeto para vida finita, o projeto para falha em segurança e o projeto com tolerância ao dano (ROSA, 2002).

2.2 ADERÊNCIA POR ATRITO

A aderência é o fenômeno físico que permite que dois materiais estruturais de resistências diferentes tenham as mesmas deformações e trabalhem de maneira solidária, com transmissão recíproca de esforços (CARVALHO; FILHO, 2014). Esse fenômeno apresenta elevado grau de complexidade e variabilidade, de modo que a sua determinação experimental direta normalmente é feita em termos médios através de ensaios como os de arrancamento (*pull-out test*) e de deslizamento.

A aderência é composta por três parcelas que, na prática, atuam em conjunto e não podem ser avaliadas separadamente de maneira precisa: a adesão, o atrito e o engrenamento (LEONHARDT, 1977). A adesão ou coesão é de natureza físico-química e é promovida por meio de forças capilares na interface dos materiais. O atrito é a força de contato entre duas superfícies que tendem ao deslizamento relativo, variando principalmente de acordo com as suas condições de acabamento e rugosidade. O engrenamento é de natureza mecânica e se expressa em resistência ao arrancamento.

A adesão e o atrito constituem as duas parcelas da chamada aderência natural. A adesão é uma ligação frágil que – apesar de poder apresentar elevada resistência –, uma vez rompida, não é mais reestabelecida de forma original. Após esse rompimento, a aderência por atrito continua a existir, uma vez que ela requer apenas que as duas superfícies continuem em contato permanentemente. Em teoria, a aderência natural pode ser expressa matematicamente pela Lei de Coulomb (KOTINDA, 2006), apresentada na Equação (2.7).

$$\tau_{\text{lim}} = \mu P + c \quad (2.7)$$

Sendo:

τ_{lim} a tensão cisalhante limite;

μ o coeficiente de atrito;

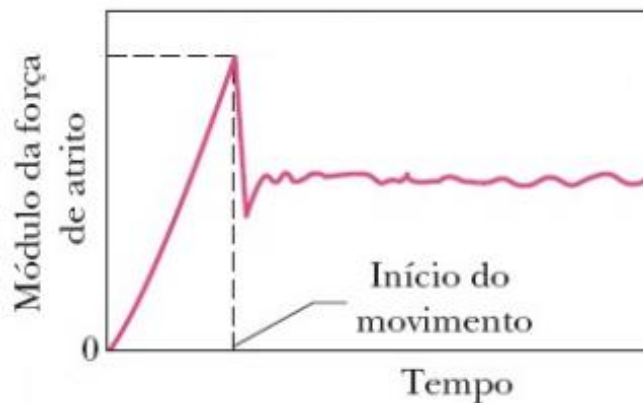
P a pressão normal;

c a coesão.

Enquanto a coesão representa um valor de resistência ao escorregamento independente, a força de atrito depende da existência de uma pressão de contato entre as duas superfícies, com a qual possui uma relação direta de proporcionalidade expressa pelo fator adimensional denominado coeficiente de atrito, que é o principal parâmetro físico de mensuração desse fenômeno.

Segundo a mecânica clássica, o atrito é composto por dois estágios que ocorrem de forma subsequente: um estático e outro cinético (ou dinâmico). A força de atrito estático é responsável por manter nulo o deslizamento relativo entre duas superfícies em contato enquanto ocorre a aplicação crescente de uma força motriz paralela ao plano de deslizamento, igualando-se a essa força para manter o equilíbrio. Quando a força motriz supera a máxima força de atrito estático, o deslizamento relativo tem início de maneira abrupta. A partir desse pico de transição entre os estados de repouso e movimento (aceleração instantânea não nula), o deslizamento praticamente se estabiliza e a força – constante e de menor intensidade – que passa a atuar no sentido de se opor a ele é devida ao atrito cinético (Figura 2.4). Com isso, cada par de materiais em contato superficial possui, na verdade, dois valores de coeficiente de atrito: um estático (relacionado à máxima força de atrito estático) e outro cinético.

Figura 2.4 – Demonstração gráfica da ocorrência subsequente dos atritos estático e cinético.



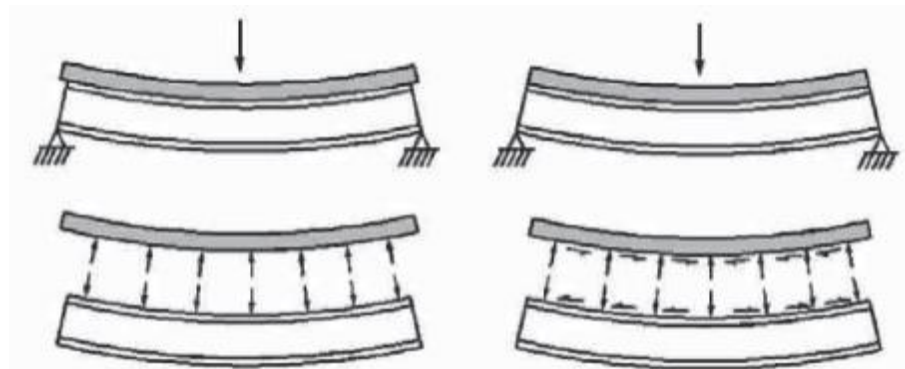
Fonte: (adaptada de HALLIDAY; RESNICK; WALKER, 2016)

3 CONECTORES DE CISALHAMENTO NA INTERFACE AÇO-CONCRETO DE PONTES MISTAS

3.1 INTERAÇÃO E CONEXÃO DAS SEÇÕES TRANSVERSAIS MISTAS

Nas seções transversais mistas, ao responderem isoladamente a esforços de flexão, viga e laje apresentam tendência de deslizamento longitudinal e afastamento vertical relativos. Para que o comportamento conjunto da seção mista – a chamada ação mista – ocorra, é necessário que se desenvolvam esforços horizontais de cisalhamento na interface das superfícies do aço e do concreto. Caso esses esforços não se desenvolvam, a única transmissão que ocorre é a de carregamentos verticais da laje para a viga (Figura 3.1).

Figura 3.1 – Comparação de vigas fletidas com e sem ação mista



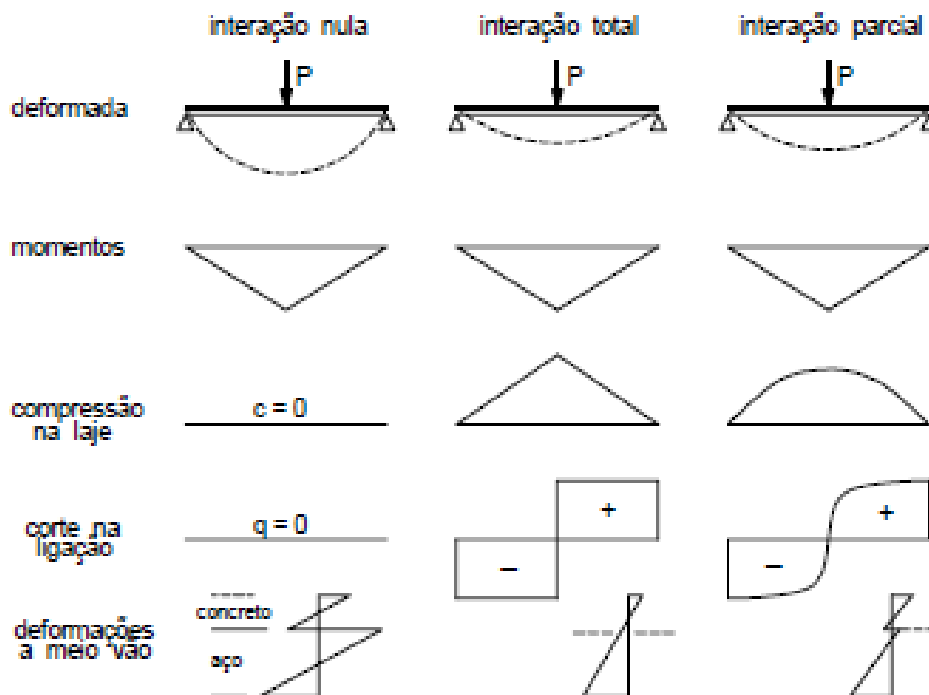
Fonte: (QUEIROZ; PIMENTA; MARTINS, 2012)

A ligação mecânica nessa interface é proporcionada através da utilização de dispositivos denominados conectores de cisalhamento. Assim, os conectores de cisalhamento devem possuir resistência e geometria adequadas para prover a dupla capacidade de absorver o chamado fluxo de cisalhamento horizontal e impedir a separação física entre a viga e a laje. A utilização dos conectores de cisalhamento permite que as deformações na viga e na laje não ocorram de maneira independente e a tendência de deslizamento entre ambas seja impedida ou restringida. Nesse contexto, torna-se pertinente a introdução do conceito de interação por meio dos seus três casos possíveis.

Trabalhando individualmente, cada elemento tem sua própria distribuição de tensões e deformações na flexão – ou seja, cada um apresenta sua própria linha neutra –, situação na qual a interação é nula. Caso contrário, a ação mista se manifesta sob a forma de interação total quando, numa situação hipotética, é assumido que os dois elementos estão perfeitamente ligados por conectores de grande rigidez e resistência mínima maior que a resistência da viga

mista. Com isso, o deslizamento longitudinal relativo é impedido e, por consequência, a viga e a laje se deformam em conjunto na flexão, resultando apenas uma linha neutra. O caso intermediário, no qual ocorre pequeno deslizamento na interface e descontinuidade no diagrama de deformações acompanhada da formação de duas linhas neutras não independentes é a interação parcial. Em cada um dos três casos de interação, a viga mista apresenta diferentes comportamentos em todos os seus aspectos (Figura 3.2).

Figura 3.2 – Comportamento das vigas mistas nos três casos de interação



Fonte: (ALVA, 2000)

A interação de uma seção mista pode ser quantificada pelo seu grau de interação (Figura 3.3), valor definido na literatura conforme a Equação (3.1), sendo igual a 1 se a interação for total, menor que 1 se for parcial e igual a zero se for nula.

$$\varphi = 1 - \frac{h}{h_0} \quad (3.1)$$

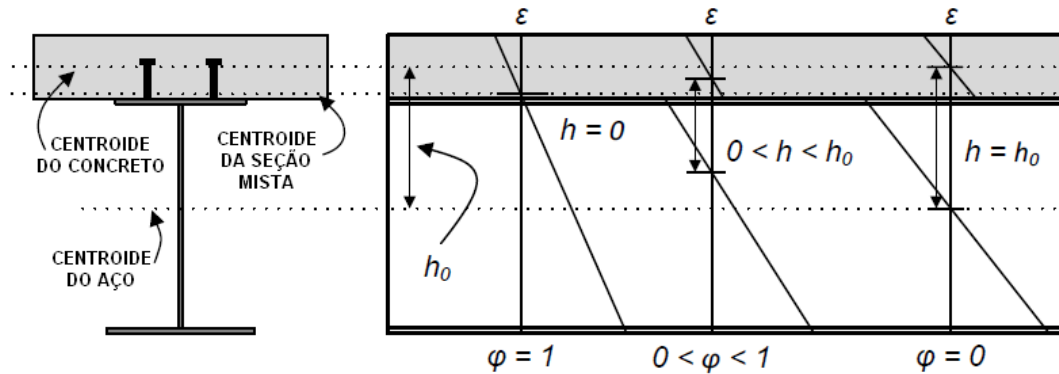
Sendo:

φ o grau de interação;

h a distância entre as linhas neutras das seções transversais do concreto e do aço;

h_0 a distância entre os centroides das seções transversais do concreto e do aço.

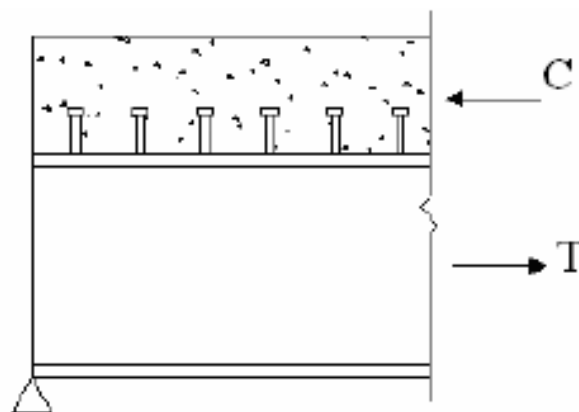
Figura 3.3 – Grau de interação



Fonte: (adaptada de SJAARDA, 2018)

Diferentemente da interação – que tem relação direta com a ocorrência total, parcial ou nula de deslizamento relativo entre a viga e a laje –, outro conceito importante, similar, porém sutilmente distinto no estudo das vigas mistas é o de conexão (ou ligação), que está diretamente relacionado à resistência dos conectores de cisalhamento na interface aço-concreto. Na flexão, o momento fletor atuante pode ser decomposto, de forma genérica, em um binário que provoca tração na viga e compressão na laje (Figura 3.4). Com isso, a capacidade resistente da seção mista está sempre condicionada à localização da ruptura, de modo que é limitada pelo menor dos valores entre a resistência à tração da viga de aço, a resistência à compressão da laje de concreto e a resistência ao cisalhamento horizontal dos conectores, este último referente ao somatório das resistências individuais de cada conector.

Figura 3.4 – Forças resultantes da flexão na viga e na laje



Fonte: (KOTINDA, 2006)

Quando a resistência dos conectores é igual ou superior à da viga e à da laje, diz-se que a conexão é completa. É nessa situação que a seção mista possui pelo menos a quantidade de conectores necessária e suficiente para desenvolver a sua máxima capacidade resistente, sendo que qualquer aumento no número de conectores não mais implica em aumento na resistência à

flexão da viga mista. Por outro lado, quando o número de conectores é menor do que essa quantidade mínima, a ruptura ocorre na interface – uma vez que sua resistência é menor que a da viga e a da laje –, controlando a capacidade resistente da seção mista. Essa situação é denominada conexão parcial.

A conexão de uma seção mista pode ser quantificada pelo seu grau de conexão, valor definido na literatura conforme a Equação (3.2), sendo igual a 1 se a conexão for completa, menor que 1 se for parcial e igual a zero se for nula.

$$\eta = \frac{F_{sh}}{F_{sh,min}} \quad (3.2)$$

Sendo:

η o grau de conexão;

F_{sh} a resistência da conexão de cisalhamento na interface;

$F_{sh,min}$ a resistência mínima da conexão de cisalhamento na interface para que se tenha conexão completa.

A resistência da conexão de cisalhamento na interface é entendida como o somatório das resistências individuais dos conectores de cisalhamento na interface. Já a resistência mínima da conexão de cisalhamento na interface para que se tenha conexão completa – também chamada de resultante do fluxo de cisalhamento na conexão completa – é igual ao menor valor entre as capacidades resistentes da viga de aço e da laje de concreto.

Vale ressaltar que caso o somatório das resistências dos conectores seja superior à resistência mínima da conexão de cisalhamento na interface, apesar de ser matematicamente superior a 1, o grau de conexão deve ser adotado como igual a 1, tendo em vista o fato já mencionado de que a capacidade resistente da seção mista não aumenta em decorrência do número de conectores ser maior que o mínimo necessário e suficiente para estabelecer a conexão completa. Da mesma forma, a utilização de um número de conectores cujo somatório das resistências individuais resulte em grau de conexão menor que o limite mínimo estabelecido por norma enseja a consideração de conexão nula (FAKURY; SILVA; CALDAS, 2016).

A similaridade entre os conceitos de interação e conexão pode gerar dúvidas acerca da sua compreensão. Na literatura, são feitas considerações bastante esclarecedoras sobre a diferença entre ambos (ALVA, 2000; KOTINDA, 2006; SALES, 2014). Uma forma de sanar essas dúvidas é perceber que não necessariamente sempre que a conexão for completa a interação será total. Isso ocorre na situação em que existem conectores de cisalhamento em

quantidade adequada para impedir a ruptura da seção na interface, mas ainda assim ocorre nela o deslizamento relativo, caracterizando a interação parcial. No entanto, se a conexão for parcial, a interação também será. De fato, na prática, é impossível que não ocorra algum deslizamento relativo. O usual é que quando ocorre na situação de conexão completa, o deslizamento pode ser desprezado do cálculo, podendo a interação ser considerada como total (MALITE, 1990). Por esse motivo, algumas normas técnicas (inclusive a brasileira) costumam chamar o grau de conexão de grau de interação e a conexão completa de interação completa.

3.1.1 Grau de interação conforme a ABNT

O grau de interação da viga mista de alma cheia é definido na NBR 8800 (ABNT, 2008) conforme a Equação (3.3).

$$\eta_i = \frac{\sum Q_{Rd}}{F_{hd}} \quad (3.3)$$

Sendo:

η_i o grau de interação da viga mista de alma cheia;

Q_{Rd} a força resistente de cálculo de um conector de cisalhamento;

$\sum Q_{Rd}$ o somatório das forças resistentes de cálculo individuais dos conectores de cisalhamento situados entre a seção de momento positivo máximo e a seção adjacente de momento nulo;

F_{hd} a força de cisalhamento de cálculo entre o componente de aço e a laje.

A força resistente de cálculo de um conector de cisalhamento tipo pino com cabeça é dada pelo menor dos valores obtidos mediante as Equações (3.4) e (3.5).

$$Q_{Rd} = \frac{1}{2} \frac{A_{cs} \sqrt{f_{ck} E_c}}{\gamma_{cs}} \quad (3.4)$$

$$Q_{Rd} = \frac{R_g R_p A_{cs} f_{ucs}}{\gamma_{cs}} \quad (3.5)$$

Sendo:

A_{cs} a área da seção transversal do conector;

f_{ck} a resistência característica do concreto à compressão;

E_c o módulo de elasticidade do concreto;

γ_{cs} o coeficiente de ponderação da resistência do conector;

R_g um coeficiente para consideração do efeito de atuação de grupos de conectores;

R_p um coeficiente para consideração da posição do conector;

f_{ucs} a resistência à ruptura do aço do conector.

O módulo de elasticidade do concreto – por ser variável devido à não linearidade da sua relação tensão-deformação – é referente ao seu valor secante, que é dado em função da sua resistência característica à compressão, da sua densidade e do tipo de mineral que compõe os seus agregados. Para concreto de densidade normal com granito e gnaiss, o módulo de elasticidade secante é calculado conforme a prescrição da ABNT NBR 6118:2014 – Projeto de estruturas de concreto – Procedimento (ABNT, 2014), apresentada na Equação (3.6).

$$E_c = \left(0,8 + 0,2 \frac{f_{ck}}{80} \right) 5600 \sqrt{f_{ck}} \quad (3.6)$$

O termo multiplicador colocado entre parênteses deve ter valor igual ou inferior a 1.

O coeficiente de ponderação da resistência do conector vale 1,25. Já os coeficientes para consideração do efeito de atuação de grupos de conectores e da posição do conector são iguais a 1,00 para qualquer número de conectores em uma linha soldados diretamente no perfil de aço.

A consideração acerca da posição dos conectores de cisalhamento ao longo das seções do perfil, no termo referente ao somatório das suas resistências, se deve ao fato de que, nas vigas mistas biapoiadas, o fluxo de cisalhamento horizontal se desenvolve partindo do ponto de momento fletor positivo máximo para os pontos de momento nulo. Desse modo, quando se determina o número de conectores necessário para prover a resistência da conexão de cisalhamento, essa quantidade se refere à meia viga, ou seja, a cada um dos dois lados – esquerdo e direito – da seção de momento máximo. A força de cisalhamento de cálculo, por sua vez, equivale ao menor valor entre a força resistente de cálculo de compressão da laje de concreto e a força resistente de cálculo de tração do perfil de aço.

Na NBR 8800 (ABNT, 2008), as forças resistentes da laje e do perfil são expressas da forma representada nas Equações (3.7) e (3.8), respectivamente.

$$C_c = 0,85 f_{cd} b_c t_c \quad (3.7)$$

$$T_a = A_a f_{yd} \quad (3.8)$$

Sendo:

C_c a força resistente de cálculo de compressão da laje de concreto;

T_a a força resistente de cálculo de tração do perfil de aço;

f_{cd} a resistência de cálculo do concreto à compressão;

f_{yd} a resistência de cálculo ao escoamento do aço;

b_c a largura efetiva da laje de concreto;

t_c a altura da laje de concreto;

A_a a área do perfil de aço.

Para lajes maciças moldadas no local, a altura da laje de concreto é a sua própria espessura. A resistência de cálculo à compressão do concreto é minorada com o objetivo principal de corrigir a consideração de que ele, quando comprimido, se comporta uniformemente em um regime de tensão constante (FAKURY; SILVA; CALDAS, 2016). Tal consideração corresponde à redução da resistência do concreto sob cargas de longa duração (efeito R sch) em relação ao valor determinado através de ensaios rápidos (PFEIL; PFEIL, 2009). Além do efeito R sch, entram no cálculo do fator de minoração o efeito da maturidade do concreto e a influência da forma e da dimensão dos corpos de prova nesses ensaios (CATAI, 2005).

As resistências de cálculo do concreto   compressão e ao escoamento do aço, por sua vez, são definidas na norma conforme as Equações (3.9) e (3.10), respectivamente.

$$f_{cd} = \frac{f_{ck}}{\gamma_c} \quad (3.9)$$

$$f_{yd} = \frac{f_y}{\gamma_{a1}} \quad (3.10)$$

Sendo:

f_y a resistência ao escoamento do aço;

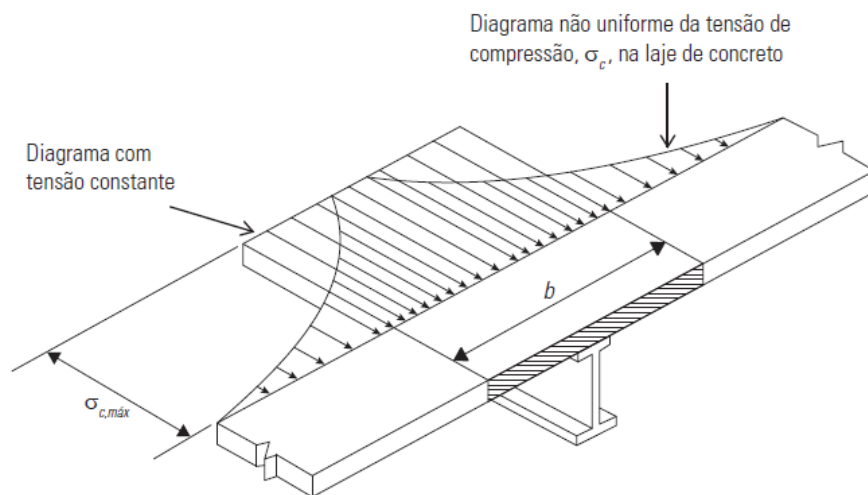
γ_c o coeficiente de ponderação da resistência do concreto;

γ_{a1} o coeficiente de ponderação da resistência do aço estrutural para estados limites últimos relacionados a escoamento, flambagem e instabilidade.

Os coeficientes de ponderação do concreto e do aço valem, respectivamente, 1,40 e 1,10.

Na seção mista, a tensão normal de compressão na flexão na laje de concreto é máxima sobre a mesa superior da viga, decrescendo de forma não linear para os lados. Essa distribuição não uniforme de tensões decorre das deformações causadas pelo cisalhamento por conta do chamado efeito de *shear lag*. Para fins de projeto, no cálculo da força resistente de compressão da laje de concreto, apresenta-se na Equação (3.7), considera-se que uma distribuição constante dessa tensão máxima atua ao longo de uma largura delimitada fictícia da laje denominada largura efetiva (Figura 3.5). A largura efetiva é variável de acordo com a geometria do sistema e com o tipo de carga, sendo reduzida nos pontos de aplicação de cargas concentradas. Todavia, por simplificação, as normas técnicas adotam valores conservadores na determinação da largura efetiva a fim de que sejam válidos para qualquer tipo de carregamento (PFEIL; PFEIL, 2009).

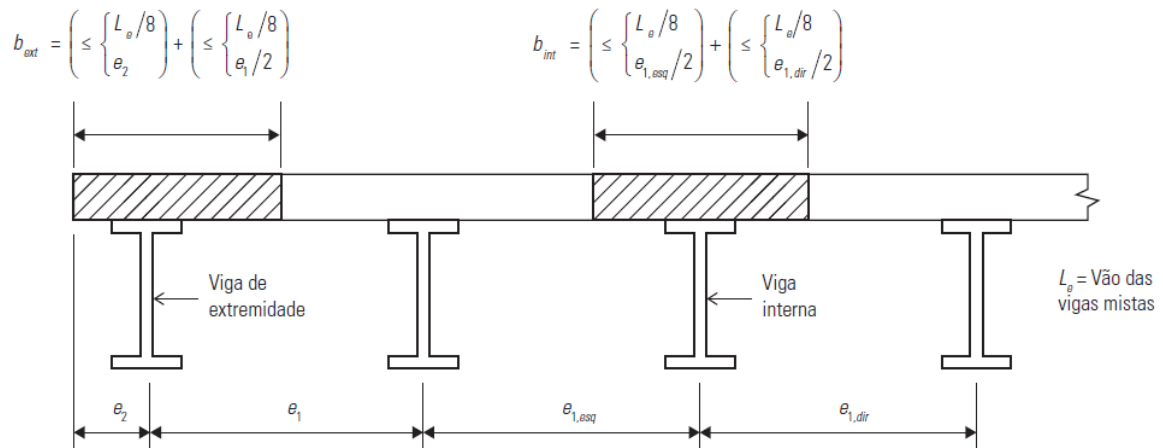
Figura 3.5 – Largura efetiva da laje na viga mista



Fonte: (FAKURY; SILVA; CALDAS, 2016)

Dessa forma, na norma brasileira, considera-se que, em vigas mistas biapoiadas, a largura efetiva da laje de concreto é a soma de duas parcelas referentes às larguras efetivas para cada lado da linha de centro da viga (Figura 3.6). Cada parcela deve ser igual ao menor dos valores entre: 1/8 do vão da viga mista (considerado entre linhas de centro dos apoios), metade da distância entre a linha de centro da viga analisada e a linha de centro da viga adjacente (para vigas intermediárias) e a distância da linha de centro da viga analisada à borda da laje em balanço adjacente (para vigas de extremidade).

Figura 3.6 – Determinação da largura efetiva

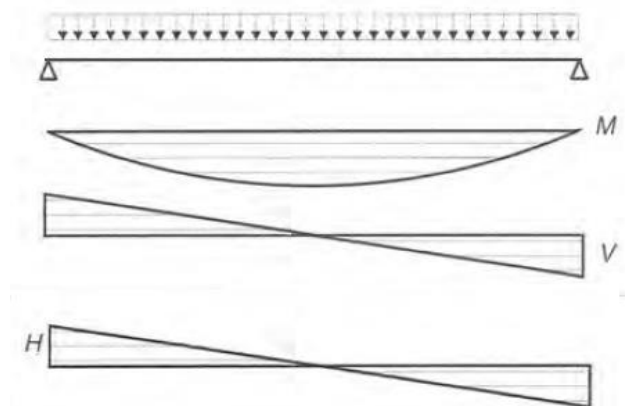


Fonte: (FAKURY; SILVA; CALDAS, 2016)

3.2 FLUXO DE CISALHAMENTO LONGITUDINAL

Quando uma viga mista biapoiada é carregada, a ação mista se desenvolve com a capacidade dos conectores de resistirem ao fluxo de cisalhamento horizontal na interface aço-concreto. Em regime elástico – considerando um carregamento uniformemente distribuído – o cisalhamento longitudinal tem variação linear ao longo do comprimento da viga, de maneira semelhante e proporcional ao diagrama de esforço cortante (Figura 3.7).

Figura 3.7 – Diagramas de momento fletor (M), esforço cortante (V) e cisalhamento longitudinal (H) em regime elástico



Fonte: (PFEIL; PFEIL, 2009)

Dessa maneira, o fluxo de cisalhamento longitudinal – expresso em esforço por unidade de comprimento – na interface aço-concreto de uma viga mista biapoiada com interação total submetida a momentos fletores unicamente positivos pode ser calculado conforme a Equação (3.11) (PFEIL; PFEIL, 2009), que é uma aplicação direta da teoria de cisalhamento transversal em regime elástico.

$$H = \frac{VS}{I_{tr}} \quad (3.11)$$

Sendo:

H o fluxo de cisalhamento longitudinal;

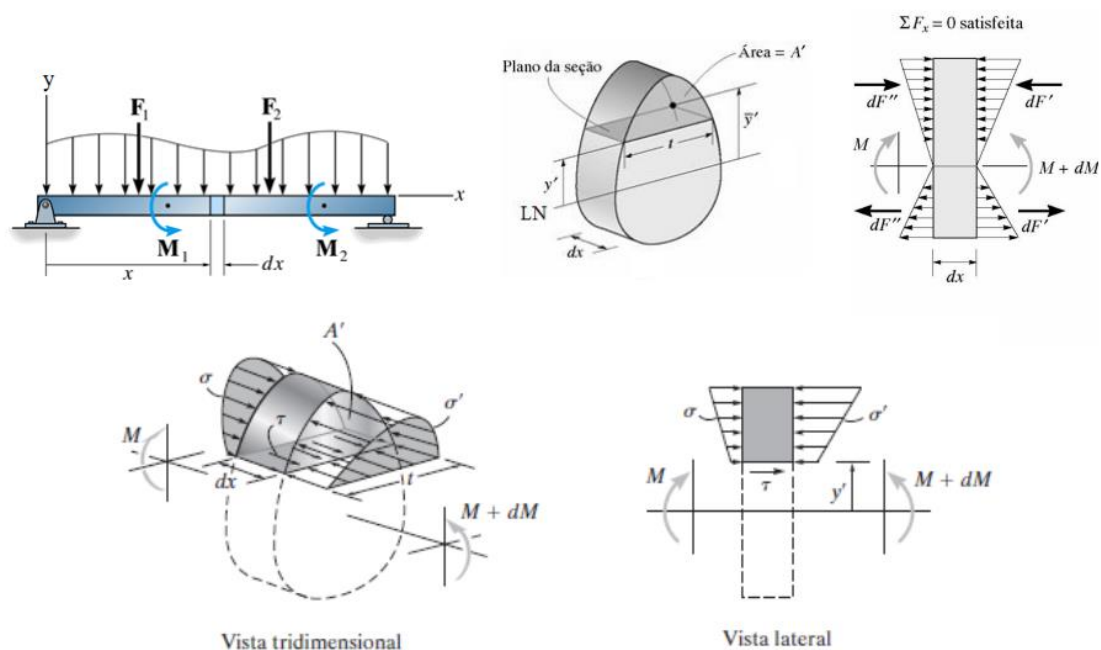
V o esforço cortante na seção transversal;

S o momento estático da área comprimida de concreto transformada em relação ao eixo neutro da seção transversal homogeneizada da viga mista;

I_{tr} o momento de inércia da seção transversal homogeneizada da viga mista.

Pela teoria de cisalhamento transversal em regime elástico (Figura 3.8), uma viga carregada que é submetida a momentos fletores não constantes apresenta, em cada trecho de largura infinitesimal do seu vão, diferença de tensão na flexão nas suas seções transversais da esquerda e da direita. Para cada trecho com altura igual à da seção transversal, o equilíbrio horizontal de forças é satisfeito. No entanto, fazendo-se um corte longitudinal em qualquer altura de qualquer desses trechos e selecionando-se o seu segmento superior, a diferença de tensões horizontais provoca uma força que pode ser dita motriz, visto que tende a promover o deslocamento longitudinal do segmento superior em relação ao inferior. Essa força distribuída no comprimento da interface dos segmentos é o próprio fluxo de cisalhamento longitudinal.

Figura 3.8 – Esquema da teoria de cisalhamento transversal em regime elástico



Fonte: (adaptada de HIBBELER, 2010)

Em vigas mistas de aço e concreto, para o dimensionamento dos conectores de cisalhamento, é necessário conhecer o esforço longitudinal na interface aço-concreto, de modo que a teoria de cisalhamento transversal em regime elástico é aplicada interpretando o segmento superior do trecho da viga como a laje de concreto, razão pela qual a Equação (3.11) tem como uma de suas variáveis o momento estático referente à sua região resistente (ou seja, a região comprimida). Assim como o momento estático, o momento de inércia da seção transversal homogeneizada da viga mista também deve ser determinado desconsiderando-se, se houver, a área tracionada de concreto. Além disso, as propriedades geométricas da seção transversal usadas nos cálculos de tensões e deslocamentos devem ser determinadas em função do grau de conexão. Com isso, no caso de conexão parcial, segundo a NBR 8800 (ABNT, 2008), deve ser calculado o momento de inércia efetivo da seção mista conforme a Equação (3.12).

$$I_{ef} = I_a + \sqrt{\frac{\sum Q_{Rd}}{F_{hd}}} (I_{tr} - I_a) \quad (3.12)$$

Sendo:

I_{ef} o momento de inércia efetivo da viga mista;

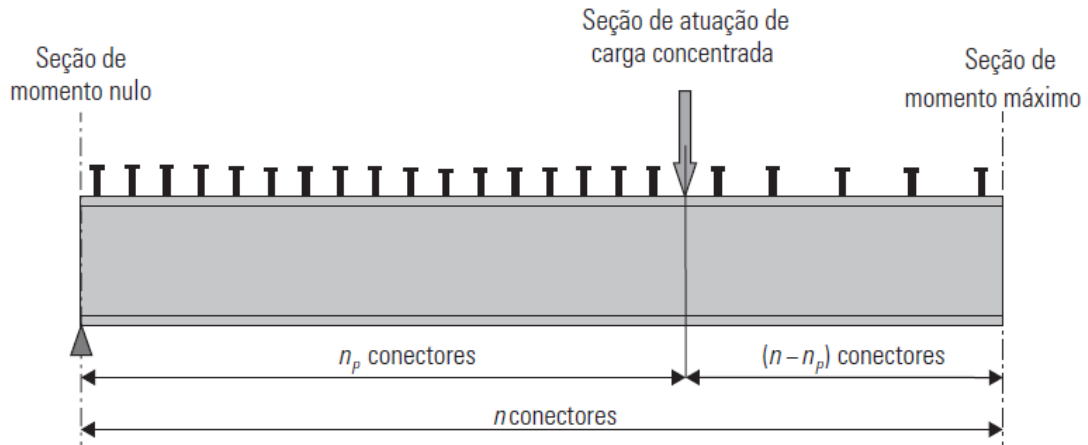
I_a o momento de inércia da seção transversal do perfil de aço isolado.

Dessa forma, as regiões próximas aos apoios da viga ficam sujeitas aos maiores esforços de fluxo horizontal cisalhante. De forma imediata, pode-se inferir que essa proporcionalidade seja refletida também na distribuição dos conectores ao longo da viga, com as extremidades requerendo-os em maior quantidade. Da mesma maneira, caso os conectores de cisalhamento sejam distribuídos de forma homogênea, os pinos da extremidade serão mais solicitados que os intermediários, que por sua vez serão mais solicitados que os centrais.

Quando a viga mista é solicitada com carregamentos concentrados, o diagrama de distribuição do cisalhamento longitudinal apresenta descontinuidades devidas aos acréscimos bruscos de esforço cortante. Essas elevações abruptas ocorrem nos trechos entre a seção de atuação da carga concentrada e a seção adjacente de momento nulo, ambas do mesmo lado em relação à seção de momento máximo. Nesse caso específico, as normas técnicas costumam apresentar formulações de cálculo para o número mínimo de conectores que essas regiões devem ter. Não se trata de um aumento no número de conectores necessário para a resistência da conexão de cisalhamento, mas sim de um remanejamento desses conectores, que ainda podem ser igualmente espaçados, mas por trechos antes e depois da carga concentrada. Desse

modo, a viga não poderá ter disposição homogênea dos conectores em toda a sua extensão (Figura 3.9).

Figura 3.9 – Distribuição variável de conectores antes e depois da carga concentrada

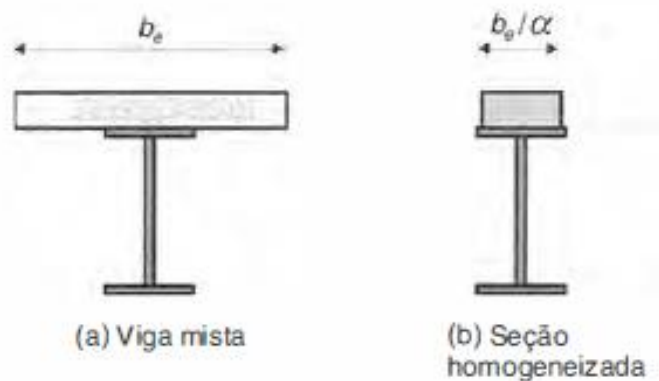


Fonte: (FAKURY; SILVA; CALDAS, 2016)

3.2.1 Homogeneização da seção transversal

A análise da viga mista para determinação de tensões e deformações em regime elástico requer que as propriedades geométricas da sua seção transversal devem ser obtidas para a seção homogeneizada. No procedimento de homogeneização da seção transversal da viga mista, a seção comprimida de concreto é virtualmente convertida numa seção equivalente de aço de mesma espessura, porém com uma largura transformada correspondente à largura efetiva da laje dividida pela chamada razão modular (Figura 3.10). Na seção homogeneizada, se houver área de concreto tracionada, esta deve ser desprezada para fins de cálculo das suas propriedades geométricas e, conseqüentemente, da sua resistência.

Figura 3.10 – Seção transversal homogeneizada para cálculos em regime elástico



Fonte: (PFEIL; PFEIL, 2009)

A razão modular é um fator adimensional que, de acordo com a Equação (3.13), equivale ao resultado da divisão do módulo de elasticidade do aço pelo do concreto.

$$\alpha = \frac{E_a}{E_c} \quad (3.13)$$

Sendo:

α a razão modular;

E_a o módulo de elasticidade do aço.

O valor adotado do módulo de elasticidade do aço, para efeito de cálculo, deve ser igual a 200.000 MPa.

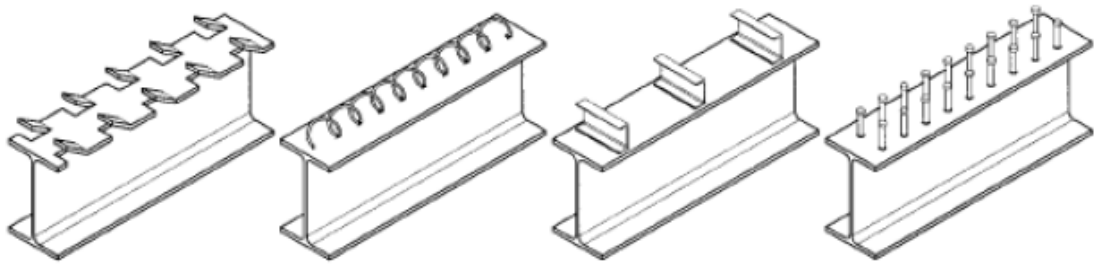
Em decorrência dos fenômenos de retração e fluência do concreto, a homogeneização deve ser feita considerando, separadamente, os carregamentos de curta e de longa duração. No segundo caso, a influência desses fenômenos que reduzem o módulo de elasticidade do concreto deve ser considerada por meio da multiplicação da razão modular por um fator de majoração.

3.3 CONECTORES DE CISALHAMENTO

3.3.1 Aspectos gerais

Com o passar dos anos, várias pesquisas tiveram como objeto de estudo a busca da melhor configuração para os conectores de cisalhamento (Figura 3.11). No começo do século XX, já era conhecido o sistema de abas, que consistia em rasgos feitos na própria mesa da viga dobrados na vertical. No entanto, o primeiro tipo de dispositivo conector de fato foi desenvolvido em 1933 na Suíça. Tratava-se de uma barra de aço de seção transversal circular retorcida em formato de espiral (SALES, 2014). A partir de então, muitos outros formatos foram estudados, tais como ganchos, alças, presilhas, barras, plaquetas, parafusos rosqueados, perfis de aço de diversas seções em pedaços e pinos. Atualmente, muitas pesquisas buscam desenvolver conectores em chapas endentadas ou furadas de modo a proporcionarem encaixes mais eficientes com o concreto.

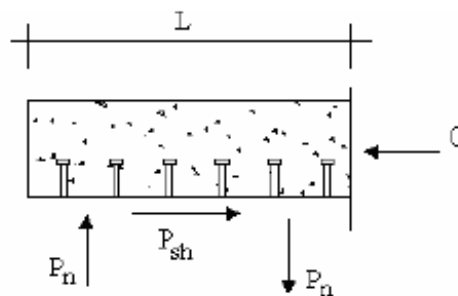
Figura 3.11 – Algumas tipologias de conectores de cisalhamento



Fonte: (LOPES, 2012)

A tendência de separação vertical entre a laje e a viga a que o formato do conector também deve fornecer resistência é o movimento conhecido como *uplift*. Essa tendência se desenvolve por equilíbrio de forças em um trecho arbitrário da laje da viga mista. A força resistente de compressão do concreto forma um binário com a força de cisalhamento longitudinal na direção horizontal, que tem como reação um binário na direção vertical. As componentes desse binário de reação atuam “empurrando” a laje para cima e a viga para baixo (Figura 3.12). Dessa forma, surgem esforços de tração no conector – diretamente proporcionais ao momento fletor da viga mista –, que demanda uma geometria capaz de promover a sua ancoragem no concreto que o envolve. Em serviço, tais esforços de tração são muito menores que os de cisalhamento na interface, de modo que a sua verificação pode ser dispensada para os conectores de geometria normatizada.

Figura 3.12 – Equilíbrio de forças na viga mista



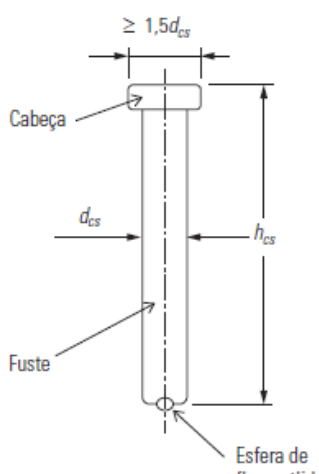
Fonte: (KOTINDA, 2006)

De toda a variedade de configurações de conectores de cisalhamento, a maioria ficou restrita ao campo da pesquisa, enquanto uma pequena parcela foi devidamente normatizada e permitida para utilização real. Desse grupo, possuem destaque os conectores de cisalhamento em perfil U e tipo pino com cabeça (Figura 3.11), este último abordado especificamente nesse trabalho, que também tem seu foco voltado para as lajes maciças. Com isso, uma série de especificações e recomendações relacionadas à aplicação dos conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça em lajes mistas e demais tipos de lajes será omitida.

3.3.2 Conector de cisalhamento tipo pino com cabeça

Os conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça (ou *stud bolt*) têm utilização permitida e padronização apresentada em praticamente todas as principais normas técnicas do mundo, além de vantagens diversas que levaram à sua ampla popularização. Este elemento de ligação consiste em um fuste de seção transversal circular com o objetivo de resistir aos esforços desenvolvidos na interface aço-concreto, com cabeça de dimensões adequadas para promover a sua ancoragem e aumento de sua resistência, graças ao efeito de confinamento, ao restringir o esmagamento do concreto a determinadas regiões. O seu formato – que facilita a colocação das armaduras da laje entre eles – tem dimensões mínimas padronizadas e dimensões nominais apresentadas nos manuais técnicos dos respectivos fabricantes (Figura 3.13). A simetria radial que o *stud bolt* apresenta tem como vantagem a garantia de que a sua resistência seja a mesma em qualquer direção.

Figura 3.13 – Dimensões padronizadas do *stud bolt*

	Diâmetro nominal do fuste d_{cs}		Comprimento total nominal h_{cs} (mm)	Cabeça		Tipo de cerâmica ¹⁾
	(pol)	(mm)		Diâmetro nominal (mm)	Altura mínima (mm)	
3/4	19	32	80	32	9,5	MB
			105			SD
			120			SD
			135			MB-SD
7/8	22	35	93	35	9,5	MB
			106			
			132			
			157			
			182			
			208			

¹⁾ MB: para soldagem diretamente em perfil; SD: para soldagem através de fôrma de aço.

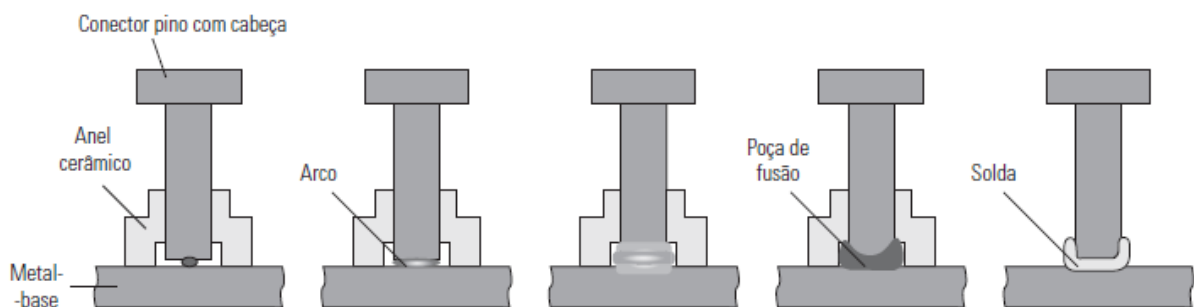
Fonte: (FAKURY; SILVA; CALDAS, 2016)

O *stud bolt* foi desenvolvido na década de 40 pela empresa *Nelson Stud Welding*, até hoje líder mundial no setor. Os estudos científicos do seu comportamento tiveram início nos Estados Unidos em 1956, sendo que em 1971 foi desenvolvida a equação empírica para determinação da sua resistência que foi ajustada e incorporada pela maioria das normas internacionais. A grande inovação da tecnologia para a época foi o seu método de aplicação, já que o pino foi especialmente projetado para servir como seu próprio eletrodo de solda por arco

elétrico (eletrofusão), em um processo de elevada produtividade com duração de poucos segundos.

A instalação dos *stud bolts* ocorre em etapas (Figura 3.14), começando com a sua acoplagem, por um operador qualificado, a uma pistola de soldagem especial controlada por temporizador desenvolvida e patenteada pela mesma empresa. O conector é posicionado na vertical com sua base dentro de um anel cerâmico, cuja função é de proteger o arco elétrico e conter o material fundido. A base do conector possui ainda uma esfera de fluxo sólido, que serve como estabilizante do arco e desoxidante. O operador, então, encosta o conector na pistola contra o metal base para estabelecer o contato elétrico. Quando o gatilho da pistola é apertado, o conector se afasta levemente para abrir espaço para a corrente elétrica. O aquecimento do arco forma uma poça de fusão com o derretimento conjunto do metal base e da ponta do conector, que é pressionado pela pistola. Com o cessar da corrente, a poça se solidifica e o anel cerâmico pode ser quebrado e descartado, resultando no envolvimento da base do conector por um colar contínuo de solda.

Figura 3.14 – Etapas da aplicação do *stud bolt*



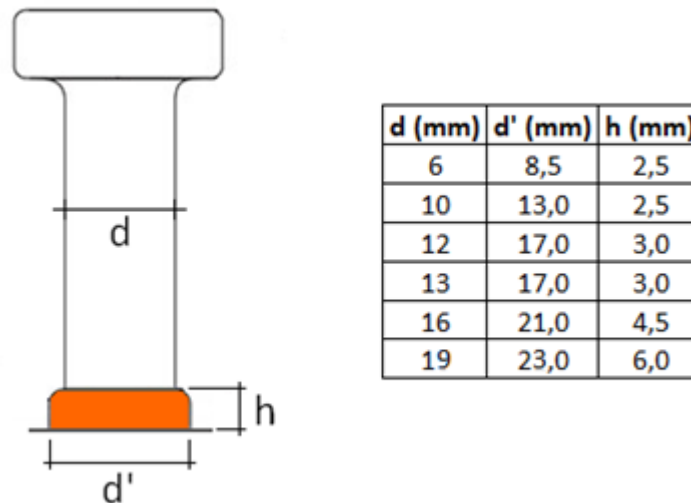
Fonte: (FAKURY; SILVA; CALDAS, 2016)

Vale ressaltar que, quando aplicado diretamente sobre a mesa do perfil de aço, o conector tem sua altura original reduzida em aproximadamente 5 milímetros. O processo de eletrofusão exige, além do instrumental de solda apropriado, a permanência no canteiro de obras de um gerador de 225 kVA capaz de fornecer aproximadamente 3000 amperes. Por diversas razões de natureza técnica e econômica, esse processo automático de aplicação pode ser desvantajoso e inviável, devendo-se recorrer ao método tradicional de solda por filete com as suas devidas recomendações e exigências, como a retirada da esfera de fluxo sólido, por exemplo.

Ao final da sua aplicação, o conector soldado por eletrofusão passa a ter em sua base um colar de solda cujo formato é moldado de acordo com a geometria interna do anel cerâmico. O colar de solda, portanto, também tem formato anelar, com as arestas superiores arredondadas.

As dimensões desse colar de solda variam de acordo com o diâmetro do fuste do conector e são indicadas nos manuais dos fabricantes (Figura 3.15).

Figura 3.15 – Dimensões do colar de solda formado após a aplicação do conector



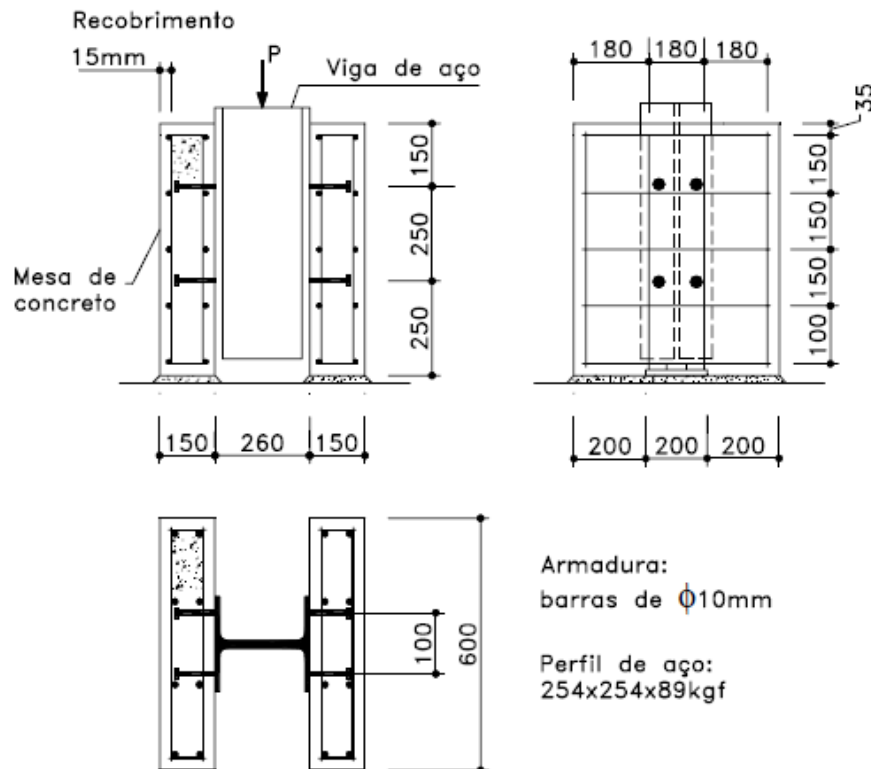
Fonte: adaptada de www.kentindia.in

3.3.3 Ensaios e classificação

Qualquer que seja o tipo de conector, a questão mais importante a se conhecer é como se dá o seu comportamento e qual é a sua resistência ao corte. Para esse fim, são realizados ensaios mecânicos padronizados de cisalhamento direto – em grupos de conectores ou em conectores isolados – ou de flexão em vigas mistas, cujos resultados são plotados em um gráfico de esforço cortante em função do deslizamento relativo entre as superfícies do aço e do concreto.

O mais conhecido desses testes é o de cisalhamento direto denominado ensaio *push-out*, cuja padronização é apresentada no *Eurocode 4* (CEN, 2005). O arranjo do ensaio consiste em um determinado perfil laminado conectado pelos conectores de cisalhamento em suas mesas a duas lajes maciças de concreto armado, de armaduras também determinadas. As extremidades do perfil e das lajes são desencontradas, de modo que o arranjo fica apoiado pela parte inferior das lajes e o carregamento é aplicado na parte superior no centro de gravidade do perfil (Figura 3.16). Em cada lado das lajes, são posicionados extensômetros para medir o escorregamento relativo entre as superfícies.

Figura 3.16 – Esquema do arranjo experimental do ensaio *push-out*



Fonte: (ALVA, 2000)

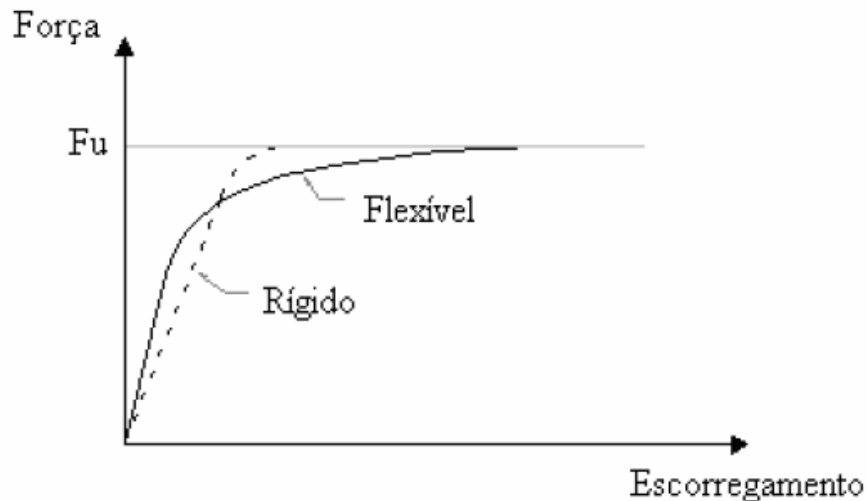
A aplicação do carregamento se dá inicialmente em incrementos de força até se atingir 40% da força máxima esperada. Em seguida, 25 ciclos de carregamento são aplicados com a força variando entre 5% e 40% do valor máximo. Depois dessa fase, o arranjo deve ser levado à ruptura por um carregamento monotônico com uma velocidade de incremento tal que a ruína não ocorra antes de 15 minutos. Durante todo o ensaio, devem ser monitorados o deslocamento relativo entre as superfícies – desde o início até a força decrescer em 20% do valor máximo – e a separação transversal entre a mesa e a laje próximo a cada grupo de conectores. Dada a variabilidade dos resultados, o ensaio é realizado com três modelos idênticos, cujas resistências individuais nominais não devem exceder a sua média em mais do que 10%.

A resistência de cálculo característica do conector de cisalhamento é determinada levando-se em consideração a menor resistência encontrada nos três ensaios reduzida em 10%, mesma redução aplicada na determinação do deslizamento máximo característico em relação ao menor dos valores de deslizamento máximo.

A análise do gráfico (Figura 3.17) do ensaio de resistência dos conectores de cisalhamento permite classifica-los de acordo com a sua capacidade de deslizamento na ruptura em dois grupos: flexíveis (ou dúcteis) e rígidos (ou não-dúcteis). Os conectores flexíveis continuam a se deformar mesmo quando atingem a resistência máxima, sem acréscimos de

força e sem a ocorrência do colapso até sua deformação limite. Já os conectores rígidos possuem pouca deformabilidade e falham no instante em que atingem sua máxima força resistente. Por garantirem o comportamento dúctil da ruptura da viga mista em seu estado limite último, os conectores flexíveis são os mais permitidos pelas normas e os mais utilizados na prática. Além disso, apenas eles são capazes de permitir o desenvolvimento da interação parcial na viga mista.

Figura 3.17 – Diagrama força x escorregamento do conector de cisalhamento



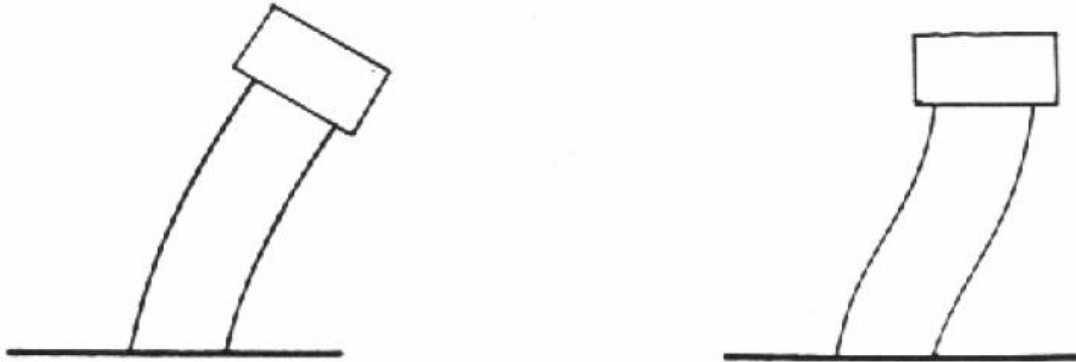
Fonte: (KOTINDA, 2006)

Os conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça são fabricados com aço do tipo ASTM A108 – Grau 1020, com resistências mínimas ao escoamento e à ruptura de, respectivamente, 345 MPa e 415 MPa. Esse aço deve ainda permitir alongamento mínimo de 20% em 50 milímetros e redução de área mínima de 50% (FAKURY; SILVA; CALDAS, 2016). Para serem considerados dúcteis, os *stud bolts* precisam possuir – após sua instalação – altura igual ou superior a quatro vezes o diâmetro do seu fuste, que por sua vez deve ser de 16 a 25 milímetros. Na prática, o diâmetro de 19 milímetros costuma ser o mais usado em obras de edificações por sua maior disponibilidade no mercado.

Os ensaios de cisalhamento direto e o de flexão em vigas mistas submetem os conectores a comportamentos diferentes em termos de resistência e deformação (Figura 3.18). Nos ensaios em vigas, os conectores são solicitados indiretamente, de modo que a força no conector depende não somente da força aplicada na viga, mas também da rigidez dos vários componentes (DAVID, 2007). Além disso, nas vigas, existe maior confinamento dos conectores, que se deve provavelmente pela compressão exercida na laje em flexão, pelo carregamento aplicado sobre ela ou ainda por sua maior massa (KOTINDA, 2006). Os ensaios em vigas representam melhor

o comportamento da estrutura em serviço, mas são menos realizados devido à sua maior complexidade em relação aos de cisalhamento direto.

Figura 3.18 – Deformação do conector de cisalhamento em ensaio push-out (esquerda) e em viga mista (direita)

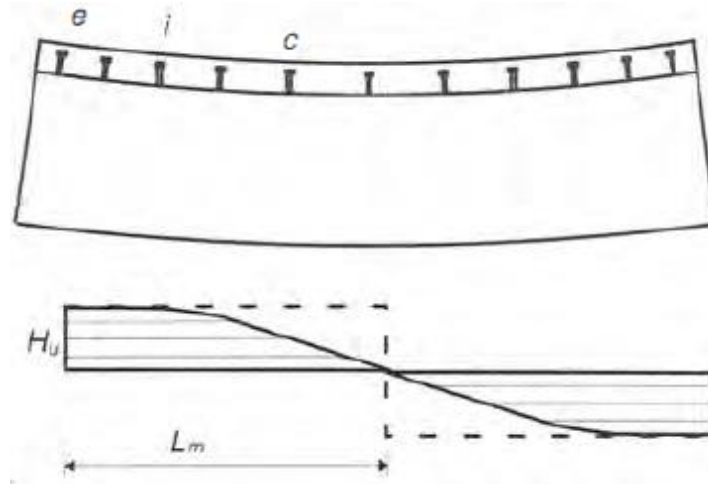


Fonte: (KOTINDA, 2006)

3.3.4 Comportamento e falha em condições estáticas

Na viga mista carregada monotonicamente, a tendência de deslizamento da laje sobre o perfil é impedida pelo contato do concreto com os conectores. Durante esse contato, ocorre a transmissão de esforços horizontais que atuam de forma distribuída no conector. No início do carregamento, as deformações dos conectores ainda são pequenas e reversíveis. No entanto, à medida que o carregamento aumenta, as deformações vão se tornando cada vez mais significativas e permanentes. Considerando o caso de disposição homogênea dos conectores, haverá um momento em que os das extremidades terão atingido a sua plastificação, enquanto os intermediários e os centrais ainda não. Se os conectores forem dúcteis, à medida em que forem entrando no patamar de escoamento, continuarão a deformar sem acréscimo de carregamento absorvido, que é então gradativamente transferido para os vizinhos no sentido contrário ao do fluxo de cisalhamento, ou seja, dos apoios para o meio do vão. Ao mesmo tempo, a seção transversal também está em processo de plastificação. Caso a interação seja total o diagrama de fluxo cisalhante e a distribuição de tensões ao longo da seção transversal passam de um comportamento triangular para retangular na plastificação total (Figura 3.19).

Figura 3.19 – Diagrama de cisalhamento longitudinal na plastificação dos conectores

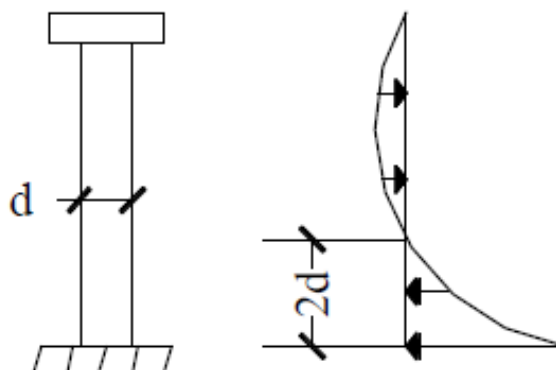


Fonte: (PFEIL; PFEIL, 2009)

Para fins de projeto, admite-se que esse seja o comportamento da viga mista com interação total em seu estado limite último. Na interação parcial ocorre de forma similar, porém o diagrama retangular não chega a se desenvolver por completo, visto que a conexão tem sua capacidade resistente superada antes que isso possa ocorrer. Esse aspecto de distribuição homogênea do fluxo de cisalhamento horizontal na ruptura dos conectores dúcteis é a razão pela qual eles podem ser dispostos de maneira igualmente espaçada em todo o comprimento da viga mista. Em termos construtivos, essa forma de aplicação se traduz em maior produtividade.

A distribuição dos esforços horizontais para os conectores, no entanto, não ocorre em todo o seu comprimento, mas apenas ao longo da sua altura efetiva, que é equivalente a aproximadamente duas vezes o seu diâmetro. Além disso, essa distribuição não é constante, assumindo o formato de uma parábola (Figura 3.20). Por essas evidências, pode-se entender que o comportamento do conector de cisalhamento pode ser modelado como uma viga confinada em balanço, com engaste fixo na base devido à solda.

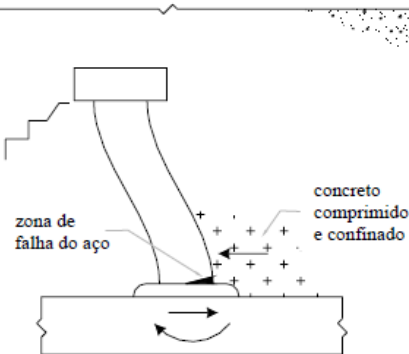
Figura 3.20 – Distribuição do esforço ao longo da altura do conector



Fonte: (TRISTÃO, 2002)

Os esforços horizontais que o concreto transmite para o conector pelo contato provocam nele a existência de uma zona comprimida que é confinada pelo conector, pela mesa superior do perfil de aço e pelo próprio concreto circundante. Essa região – chamada de zona de compressão triaxial – está com o concreto altamente esmagado, tornando-se um local de falha em potencial (Figura 3.21).

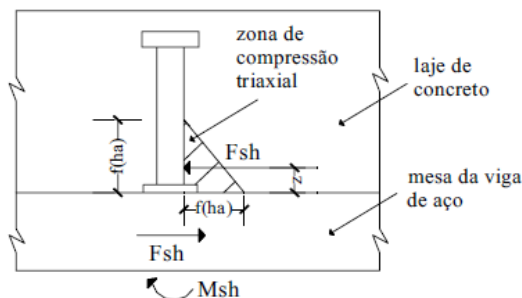
Figura 3.21 – Região de falha do conector de cisalhamento



Fonte: (KOTINDA, 2006)

Em decorrência desses esforços horizontais, os conectores ficam submetidos a tensões cisalhantes desde o início da aplicação do carregamento em serviço. No entanto, a distribuição de esforços horizontais tem sua resultante localizada a uma certa distância da base do conector, gerando nela, além da reação de força, uma reação de momento (Figura 3.22). A distância da resultante à base depende da rigidez relativa entre o concreto e o conector. Quanto maior for essa relação, mais próxima de 0 será a distância. Caso contrário – ou seja, quanto maior for a rigidez do conector em relação à do concreto – a distância da resultante tenderá à metade da altura do conector (CHAVES, 2009). O fato é que, de modo geral, o conector sofre flexão e também fica submetido a tensões normais significativas (ao contrário daquelas decorrentes do *uplift*). Na base da ligação, a combinação dessas tensões reflete uma possível zona de falha.

Figura 3.22 – Equilíbrio de forças no conector de cisalhamento



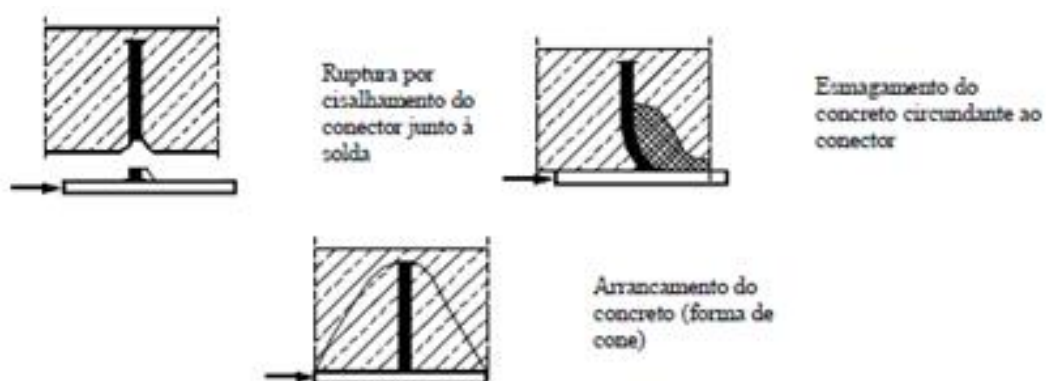
Fonte: (CHAVES, 2009)

A ruína da conexão de cisalhamento se dá com a evolução da deformação horizontal dos conectores. Nesse movimento, ocorre a rotação da cabeça do pino, desencadeando dois fenômenos. No primeiro, surgem fissuras de fendilhamento no concreto que partem da região inferior da cabeça do pino em direção à mesa do perfil num ângulo de aproximadamente 45 graus, no lado oposto à zona de compressão triaxial. Já no segundo, à medida que o conector vai se inclinando, os esforços horizontais passam a atuar em sua cabeça, que juntamente com a tendência agora mais severa de separação vertical da laje solicitam-no predominantemente à tração. A depender da rigidez do concreto, um desses fenômenos irá se efetivar primeiro que o outro, definindo assim a ruptura.

Se o concreto for menos rígido do que o conector, ele começa a fissurar por fendilhamento antes do conector plastificar. A resultante dos esforços horizontais no conector fica mais distante da mesa, aumentando nele o momento fletor e consequentemente as tensões normais que o levam à ruptura por tração. Já se o concreto for mais rígido que o conector, a distância da resultante e o momento diminuirão. Nesse caso, o concreto irá suportar as tensões até o seu esmagamento na zona de compressão triaxial, fissurando-a por embutimento até que ele se torne menos rígido que os conectores, ocorrendo com isso o primeiro modo de falha descrito (CHAVES, 2009).

Dessa forma, para lajes maciças, o mecanismo de resistência dos conectores de cisalhamento se associa aos dois possíveis modos de falha, dependendo da rigidez do concreto na zona de compressão triaxial e da resistência à tração do pino conector. Há, ainda, um terceiro modo de falha, mas que só acontece nos ensaios *push-out*, caracterizado pelo arrancamento do concreto em formato de cone em volta do conector (Figura 3.23). Além desses, outros modos de falhas são registrados em outros tipos de lajes.

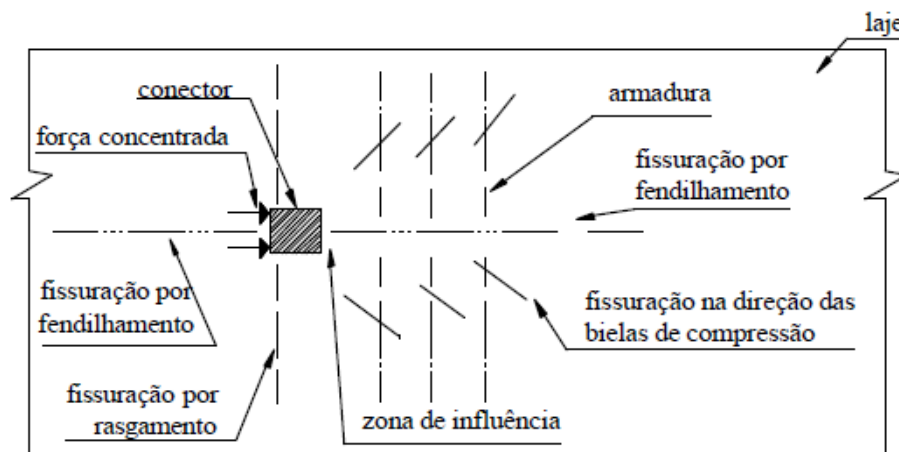
Figura 3.23 – Modos de falha do conector de cisalhamento embutido lajes maciças



Fonte: (adaptada de TRISTÃO, 2002)

A lajes participantes das vigas mistas possuem armaduras adicionais necessárias ao adequado funcionamento da seção mista. A importância dessas armaduras se torna ainda mais evidente quando se constata os possíveis casos de fissuração que o concreto pode sofrer no seu estado limite último. Além da fissuração por embutimento decorrente do esmagamento do concreto na zona de compressão triaxial, outras três fissurações são possíveis (Figura 3.24). As fissuras por fendilhamento são as mais prejudiciais, pois ocorrem na frente dos conectores e logo se unificam de forma longitudinal, prejudicando a colaboração da laje na viga mista. As duas outras fissurações surgem nas outras direções da decomposição do esmagamento do concreto segundo a treliça de Morsch: as fissuras por rasgamento, na direção perpendicular ao perfil de aço (devendo ser combatidas pela chamada armadura transversal ou de costura), e as fissuras por cisalhamento na direção inclinada das bielas de compressão.

Figura 3.24 – Tipos de fissuração na laje devido à força concentrada nos conectores de cisalhamento



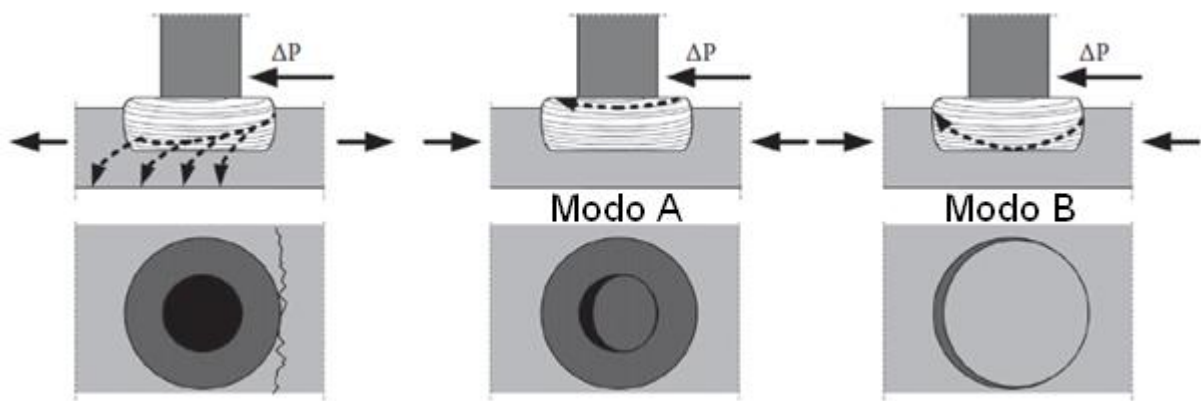
Fonte: (TRISTÃO, 2002)

3.3.5 Comportamento e falha em condições dinâmicas

Numa ponte mista, ao serem dinamicamente solicitados, os conectores de cisalhamento respondem aos esforços cíclicos por meio de tensões variáveis. Acrescentando-se o fato de ser capaz de atingir deformações elevadas – fato decorrente da sua flexibilidade –, o conector de cisalhamento tipo pino com cabeça apresenta as condições que o tornam especialmente vulneráveis ao fenômeno da fadiga. Basta que essas tensões se concentrem em alguma região de descontinuidade interna ou externa do pino para se desencadear o processo de formação e evolução das fissuras que provocarão a falha futura, mesmo a um nível de tensão bastante inferior ao que provocaria a sua falha por carregamento estático.

A depender de como e onde as tensões variáveis se concentram para formar as fissuras, podem acontecer basicamente três modos de falha por fadiga do conector tipo pino com cabeça, sempre do lado que sofre tração na flexão (Figura 3.25). Quando a viga está sob momentos fletores negativos, a mesa superior – sobre a qual são soldados os conectores – encontra-se tracionada, de modo que a fissura se inicia na base do colar de solda e se propaga penetrando pelo metal base. No caso de momentos positivos, a compressão da mesa superior permite dois modos de falha. No primeiro (modo A), a trinca se desenvolve totalmente no fuste do conector, na região de fronteira entre ele e o colar de solda. Já no segundo (modo B), a trinca se desenvolve totalmente no metal base, também na fronteira entre o colar de solda e ele.

Figura 3.25 – Modos de falha por fadiga do conector de cisalhamento



Fonte: (adaptada de VAYAS; ILIOPOULOS, 2013)

O fenômeno da fadiga nos conectores de cisalhamento de pontes mistas pode ser observado e analisado sob diversos aspectos compreendidos pelo estudo dessa falha, listados e comentados a seguir:

- a) Quanto à sua causa, a aleatoriedade dos veículos que solicitam a estrutura revela que as tensões cíclicas são de amplitude variável, muito embora se considere em projeto que todos os ciclos correspondem à passagem do mesmo veículo-tipo, de peso constante em função da classe da ponte projetada;
- b) Os conectores estão submetidos a esforços simultâneos durante a operação da ponte. O fluxo de cisalhamento horizontal provoca, ao mesmo tempo, esforço de corte e de flexão, resultando em tensões cisalhantes e normais. Além disso, a resistência à separação vertical entre a laje e a viga acrescenta tensões normais de tração nos conectores. Como as tensões atuam em diferentes direções, tem-se caracterizada a multiaxialidade do fenômeno. Uma vez que todas as tensões têm relação direta com

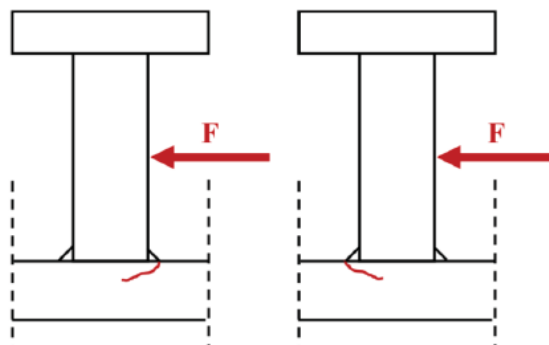
o mesmo carregamento, elas ocorrem em fase e podem ser correlacionadas entre si, caracterizando a sua proporcionalidade;

- c) Desprezando-se o carregamento permanente, a passagem das cargas móveis concentradas ao longo da ponte faz com que, em algum momento, todas as seções transversais sejam a de momento máximo. Assim, os conectores podem estar, ao longo dessa passagem, na região entre a seção de momento máximo e a de momento nulo pela esquerda e pela direita. O efeito disso nas tensões cíclicas é a reversão total do sentido do esforço cortante e do momento fletor. O esforço de tração nos conectores, por sua vez, apenas aumenta e diminui, nunca se convertendo em compressão, uma vez que os momentos fletores são sempre positivos. Entretanto, além das cargas móveis, cargas permanentes significativas também solicitam a ponte, gerando tensões médias não nulas que exercem a sua influência, de modo que as tensões nos conectores serão quase sempre flutuantes;
- d) Qualquer que seja o modo de fissuração de fadiga que atinge o conector de cisalhamento, o processo sempre se inicia nas proximidades do seu colar de solda, que tem seu efeito concentrador de tensões potencializado por se localizar justamente na base do conector, região naturalmente submetida aos maiores esforços;
- e) O esforço de tração – originado do impedimento da separação vertical entre a laje e a viga – atua diretamente na cabeça do pino conector, que devido à sua variação brusca de diâmetro em relação ao fuste pode ser enxergado como um entalhe concentrador de tensões. No entanto, a baixa magnitude desse esforço perante os outros impede que, mesmo com a sensibilidade local, essa seja uma região de falha;
- f) Por ser um material alcalino, o concreto ajuda a impedir que ocorra corrosão ao envolver e confinar os conectores – que naturalmente já são fabricados com metais mais resistentes à agressividade do ambiente – de modo que seu efeito catalisador da falha por fadiga não é evidenciado;
- g) O processo de solda por eletrofusão faz com que toda a área inferior do conector solidarize com o metal base praticamente por igual e sem a existência de grandes vazios. A solda de filete apenas no contorno da base do conector, por outro lado, faria com que o minúsculo espaço do contato entre as superfícies inferior do conector e superior da mesa da viga funcionasse como uma fissura circular pré-existente, fato que levaria o problema a ser abordado não mais pela abordagem tensão-vida, e sim pela da mecânica da fratura;

- h) Para um mesmo valor de fluxo de cisalhamento horizontal, é intuitivo concluir que os valores das tensões nominais nos conectores variam de nível conforme o número de conectores instalados. Quanto mais conectores, maior será a distribuição do fluxo cisalhante e menores serão essas tensões (e vice-versa). Assim, o número de conectores determina – além do nível de tensão – o regime de fadiga;
- i) O critério de projeto para fadiga em pontes poderia ser do tipo para falha em segurança ao final de sua longa vida útil. Isso significa que deveriam ser tomadas medidas para que as fissuras fossem detectadas e reparadas antes que ocasionassem falha. Entretanto, devido à necessidade de se preencher completamente o espaço entre os conectores de cisalhamento com concreto, é praticamente inviável a determinação de um programa de inspeção que possa avaliar na prática a ocorrência da fissuração por fadiga, diferentemente do que ocorre nos outros elementos estruturais das pontes mistas que podem ser visualizados, tais como as soldas de composição de perfis. A iminência de um colapso por fadiga dos conectores de cisalhamento pode ser então ocultada, fato que só aumenta a necessidade do rigor da análise. Assim, o critério de projeto dos conectores deve ser elevado para o de vida finita, com a falha ocorrendo apenas ao final da sua vida útil estipulada em norma.

O estudo experimental do comportamento à fadiga dos conectores de cisalhamento pode ser realizado a partir dos mesmos ensaios *push-out* e de viga utilizados para descrever o seu funcionamento em condições estáticas, diferenciando-se apenas pelo modo de aplicação do carregamento, que deixa de ser monotônico crescente e passa a ser cíclico. Assim como as deformações, a forma de manifestação da falha por fadiga nesses dois tipos de ensaio também possui comportamentos diferentes (Figura 3.26).

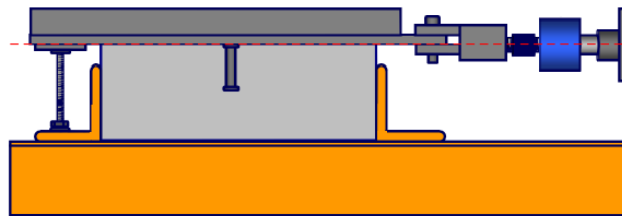
Figura 3.26 – Falha por fadiga típica nos ensaios cíclicos *push-out* e de viga



Fonte: (adaptada de PORTER, 2017)

No entanto, tais ensaios – pela forma como foram concebidos – impedem que se possa promover a aplicação cíclica de carregamentos reversos. Para sanar essa deficiência, um terceiro experimento que pode ser utilizado nesse estudo é o ensaio de cisalhamento direto, que consiste no arranjo de uma chapa metálica conectada a um bloco retangular de concreto por apenas um conector de cisalhamento (Figura 3.27). Tal configuração, além de permitir que a carga seja aplicada nos dois sentidos, ainda promove diminuição da excentricidade do carregamento em relação ao ensaio *push-out*, possibilitando também uma avaliação mais precisa do comportamento através da resposta estrutural do conector isolado.

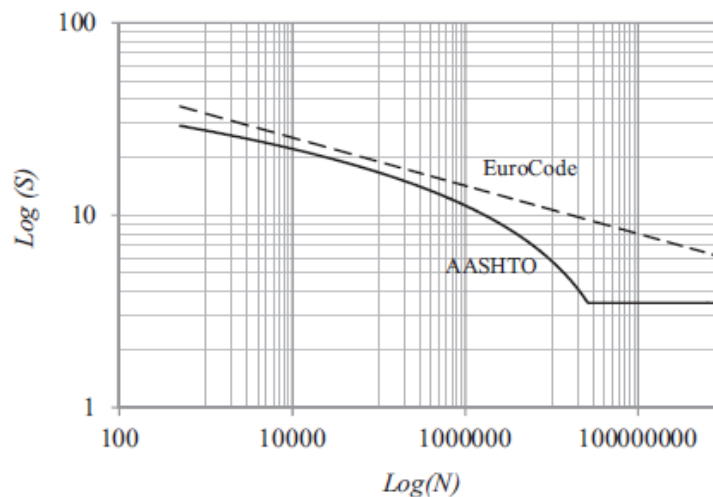
Figura 3.27 – Arranjo do ensaio dinâmico de cisalhamento direto em um conector isolado



Fonte: (adaptada de SJAARDA, 2018)

Ainda assim, os ensaios *push-out* cíclicos ainda são os mais tradicionais para a análise de fadiga. O rompimento de diversos corpos de prova a partir da variação de cargas e ciclos fornece dados os quais se podem plotar graficamente com a finalidade de se ajustar uma curva aproximada acompanhada da sua respectiva equação. Foi com ensaios desse tipo que as normas técnicas estrangeiras de pontes mistas obtiveram suas curvas S-N para os conectores de cisalhamento (Figura 3.28), cujas equações de governo foram reescritas por meio de artifícios matemáticos para se chegar às suas equações de resistência à fadiga de um conector isolado.

Figura 3.28 – Curva S-N dos *stud bolts* para as normas americana e europeia



Fonte: (OVUOBA; PRINZ 2016)

Por outro lado, em condições reais de serviço das pontes mistas, a abordagem tensão-vida por si só não fornece os resultados mais precisos. Como as cargas móveis são aleatórias e geram tensões de amplitude variável, uma abordagem de dano acumulado com contagem de ciclos pelo método *Rainflow* é a mais ajustada.

3.3.6 Dimensionamento e detalhamento conforme a ABNT

Cada norma técnica de pontes mistas define sua própria metodologia de dimensionamento e prescrições de detalhamento para os tipos de conectores de cisalhamento que permitem utilizar, além de recomendações e indicações construtivas adicionais. O dimensionamento ocorre conforme o método dos estados limites, verificando-se – tão somente – os estados que apresentaram relevância reconhecida por norma com a descrição das formulações dos seus respectivos esforços resistentes de cálculo. O detalhamento, por sua vez, apresenta as limitações complementares – geralmente de quantidade e espaçamento – que devem ser respeitadas no dimensionamento.

As formulações dos esforços resistentes de cálculo apresentadas nas normas referem-se a um conector de cisalhamento isolado. Geralmente, as dimensões do conector a ser utilizado na obra são uma premissa do projeto, cuja adoção se justifica por razões técnicas (como a disponibilidade do item no comércio local, por exemplo). Dessa forma, o dimensionamento consiste em definir a quantidade de conectores e o espaçamento entre eles, e não as suas características geométricas. Assim, para a definição do número de conectores, primeiramente devem ser conhecidas as resistências que a conexão de cisalhamento como um todo deve possuir, valores esses também diretamente associados aos estados limites. Portanto, para cada estado limite, podem ser determinados diferentes números de conectores de cisalhamento, devendo ser efetivamente aplicado o maior deles.

Nas normas técnicas, são realizadas as devidas indicações a respeito da forma de cálculo do fluxo cisalhante que deve ser seguida para cada estado limite abrangido por elas. A resistência requerida da conexão de cisalhamento deve ser justamente maior ou igual a esse próprio valor do fluxo de cisalhamento horizontal na interface aço-concreto, que normalmente é determinado a partir do seu diagrama plastificado para o estado limite último (ELU) e em regime elástico para o estado limite de serviço (ELS) – quando contemplado – e para o estado limite de fadiga (ELF). Seguindo essa metodologia, a NBR 16694 (ABNT, 2020) determina que o dimensionamento dos conectores de cisalhamento seja procedido pelo ELU – conforme a NBR 8800 (ABNT, 2008) – e pelo ELF.

No ELU, o número de conectores de cisalhamento deve ser calculado mediante a divisão da resistência requerida da conexão pela força resistente de cálculo de um conector de cisalhamento tipo pino com cabeça isolado – dada pelo menor dos valores obtidos mediante as Equações (3.4) e (3.5).

No Capítulo 6 – Ações e combinações da NBR 16694 (ABNT, 2020), é apresentada a combinação frequente de fadiga que deve ser utilizada na avaliação desse estado limite. No ELF, a faixa de variação do cisalhamento horizontal por unidade de comprimento é determinada para uma seção transversal considerada do eixo longitudinal da viga, com base na faixa de variação do seu esforço cortante vertical que, por sua vez, deve ser determinada pela combinação de ações de fadiga, equivalendo à diferença entre os valores máximo e mínimo da envoltória de esforço cortante naquela seção. Desse modo, as cargas permanentes podem ser desconsideradas da combinação. Já a resistência ao corte por fadiga de um pino é determinada conforme a Equação (3.14).

$$Z_r = \sigma_{SR} d^2 \quad (3.14)$$

Sendo:

Z_r a resistência ao corte por fadiga de um conector de cisalhamento tipo pino com cabeça;

σ_{SR} a faixa admissível de variação de tensões para o conector de cisalhamento tipo pino com cabeça;

d o diâmetro do conector de cisalhamento tipo pino com cabeça.

A resistência ao corte por fadiga é expressa em newtons, a faixa admissível de variação de tensões em megapascals e o diâmetro do conector em milímetros. A faixa admissível de variação de tensões por fadiga parâmetro, por sua vez, decorre da curva S-N que a norma adota para os conectores tipo pino com cabeça (*stud bolts*), dependendo unicamente do número de ciclos de carregamento, e é calculado conforme a Equação (3.15).

$$\sigma_{SR} = 238 - 29,5 \log(N) \quad (3.15)$$

O número de ciclos é, mais especificamente, referido à atuação da carga móvel considerando uma vida útil de projeto de 75 anos da ponte mista. Pela norma, o número de ciclos que aparece em destaque para as considerações acerca da combinação de fadiga é o de

2×10^6 , a partir do qual já se considera infinita a vida útil de projeto. Para projetos nos quais se admite vida útil inferior a 75 anos, a norma indica a adoção de um número de ciclos devidamente fundamentado com base em dados reais de tráfego ou estimativas conservadoras.

Embora a norma não explicita esse cálculo, com a faixa de variação de cisalhamento horizontal atuante na interface aço-concreto e a faixa de variação resistente para um conector, o espaçamento longitudinal necessário entre conectores (ou entre linhas de centro de conectores) é calculado dividindo-se o produto entre a resistência ao corte por fadiga de um pino e o número de conectores de cisalhamento na seção transversal da viga mista – adotado tendo em vista principalmente as limitações de detalhamento – pela faixa de variação do fluxo de cisalhamento longitudinal, conforme a Equação (3.16).

$$e_l = \frac{nZ_r}{\Delta H} \quad (3.16)$$

Sendo:

e_l o espaçamento entre conectores de cisalhamento no eixo longitudinal da viga mista;

n o número de conectores de cisalhamento na seção transversal da viga mista;

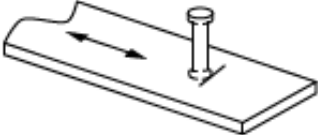
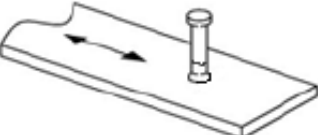
ΔH a faixa de variação do fluxo de cisalhamento longitudinal.

A faixa de variação do fluxo de cisalhamento longitudinal é calculada conforme a Equação (3.11), mas não com o esforço cortante na seção transversal e sim com a sua variação, obtida através da sua envoltória. Percebe-se, assim, que o dimensionamento à fadiga dos conectores é dado não pelo número total de conectores, mas sim pelo espaçamento entre eles. A envoltória de esforço cortante da viga mista pode ser segmentada em quantos intervalos se queira a fim de se determinar o espaçamento entre conectores especificamente para cada intervalo. Ao final dessa determinação de espaçamentos, o número total de conectores deve ser contabilizado para comparação com o número requerido de acordo com o estado limite último, a fim de se verificar qual quantidade deve ser aplicada.

O anexo de fadiga da norma brasileira ainda contempla, na sua Tabela A.1 – Parâmetros de fadiga e detalhes construtivos, duas condições envolvendo os conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça: uma com a localização potencial do início da fratura considerada na base da sua solda – ou seja, não propriamente neles e sim no metal base, que é a mesa superior do perfil – e outra com a ruptura do conector por cisalhamento (Figura 3.29). Nessa tabela, ainda são contemplados outros elementos construtivos soldados e parafusados que podem existir nas

vigas de ponte, tais como enrijecedores e emendas, para os quais são fornecidos os parâmetros e procedimentos de cálculo específicos da faixa admissível de variação de tensões.

Figura 3.29 – Prescrição normativa brasileira para modos de falha envolvendo o conector de cisalhamento

Seção 9 – Miscelâneas					
Descrição	Categoria	Constante A MPa 3	Limiar σ_{TH} MPa	Localização potencial do início da fratura	Detalhes construtivos
9.1 Metal-base em conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça, aplicados por processo automático de solda ou por soldas de filete		44×10^8	69	No pé da solda no metal-base	
9.3 Conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça, aplicados por processo automático de solda ou por soldas de filete		$3,9 \times 10^8$	69	Ruptura do conector por cisalhamento	

Fonte: (adaptada de ABNT, 2020)

As prescrições de detalhamento são referentes à NBR 8800 (ABNT, 2008), que indica que o espaçamento longitudinal mínimo entre linhas de centro de conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça seja de seis vezes o seu diâmetro. Já o valor máximo desse espaçamento deve ser igual a oito vezes a espessura total da laje. O espaçamento mínimo entre conectores na seção transversal da viga mista deve ser de 4 vezes o seu diâmetro, sem nenhuma indicação quanto à distância livre entre a extremidade da mesa superior do perfil e a do conector.

Como disposições construtivas e limitações, a norma indica que a espessura da mesa sobre a qual os conectores são soldados não pode ser menor que 0,4 vezes o seu diâmetro, exceto se eles forem posicionados no mesmo alinhamento da alma do perfil. Pelo menos 10 milímetros de concreto devem ainda estar acima da cabeça do conector, cuja face inferior deve estar acima das armaduras. Além disso, para conectores imersos em lajes maciças, a distância lateral entre a face do conector e a borda da laje de concreto deve ser de pelo menos 25 milímetros.

3.4 CONSIDERAÇÃO DO ATRITO NO DIMENSIONAMENTO À FADIGA

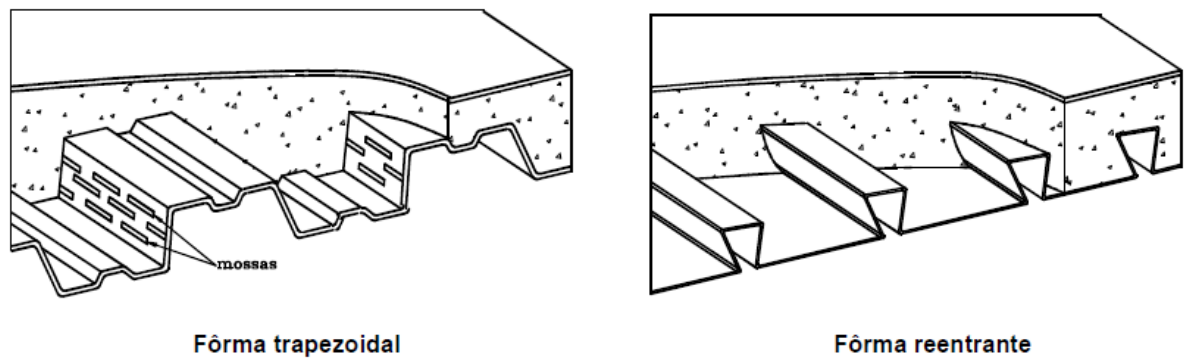
Devido à aderência, as estruturas mistas de aço e concreto podem ser dimensionadas aproveitando-se as melhores propriedades de cada. Nessas estruturas, as parcelas de adesão, atrito e engrenamento se manifestam, respectivamente, sob a forma de colagem favorecida pelo

chamado efeito parede da pasta de cimento ao redor da superfície de aço, penetração da pasta de cimento nas irregularidades superficiais do aço favorecida pela retração do concreto e mossas, nervuras, ranhuras ou quaisquer outros tipos de saliências propositalmente proporcionadas antes da concretagem na superfície do aço, em torno das quais o concreto encontra-se confinado e comprimido.

Em vigas mistas solicitadas com baixos carregamentos, a maior parte da resistência ao fluxo de cisalhamento longitudinal na interface se deve à sua aderência natural. Mas excetuando-se essa situação específica de carregamento, pode-se dizer que é impossível que uma seção transversal de viga mista desenvolva a sua máxima capacidade resistente sem a utilização de conectores de cisalhamento, visto que tais dispositivos – soldados na mesa superior dos perfis de aço – promovem a aderência mecânica por engrenamento. Portanto, a contribuição da aderência natural costuma ser desconsiderada na manifestação da ação mista, razão pela qual no ensaio *push-out*, por exemplo, o arranjo deve ser preparado, entre outras especificações, com superfície da mesa do perfil de aço engraxada para evitar ou pelo menos minimizar a sua ocorrência na interface.

A natureza frágil da aderência por adesão faz com que a ligação que ela promove – assim como os conectores de cisalhamento flexíveis – também seja suscetível à fadiga, visto que seu rompimento é favorecido com a solicitação por cargas dinâmicas. Portanto, apesar de existir na prática, a previsão em projeto dessa parcela de contribuição da aderência torna-se inviável. No caso específico de pontes mistas com laje pré-moldada, a adesão entre o aço e o concreto sequer existe, já que as superfícies desses materiais não estavam em contato no momento do endurecimento do concreto. Já a parcela da aderência referente ao atrito não se manifesta sob a forma de uma ligação passível de rompimento. Além disso, embora suas forças estejam concentradas localmente em torno dos pontos de carga e dos apoios, o atrito afeta o fluxo de cisalhamento em todo o comprimento das vigas mistas (SERACINO, 1999). Com isso, teoricamente e feitas as devidas ressalvas, não há impedimento para a sua consideração em projeto. Especificamente se tratando de estruturas mistas de aço e concreto, esse fato pode ser evidenciado nas próprias normas técnicas – inclusive brasileiras –, uma vez que a consideração do atrito normalmente é permitida para garantir o comportamento misto da seção e determinar o cisalhamento longitudinal resistente de lajes mistas com concreto confinado em fôrmas de aço reentrantes (ABNT, 2008), que não possuem saliências para promoção de aderência por engrenamento (Figura 3.30).

Figura 3.30 – Fôrmas de laje mista capazes de promover aderência



Fonte: (adaptada de ABNT, 2008)

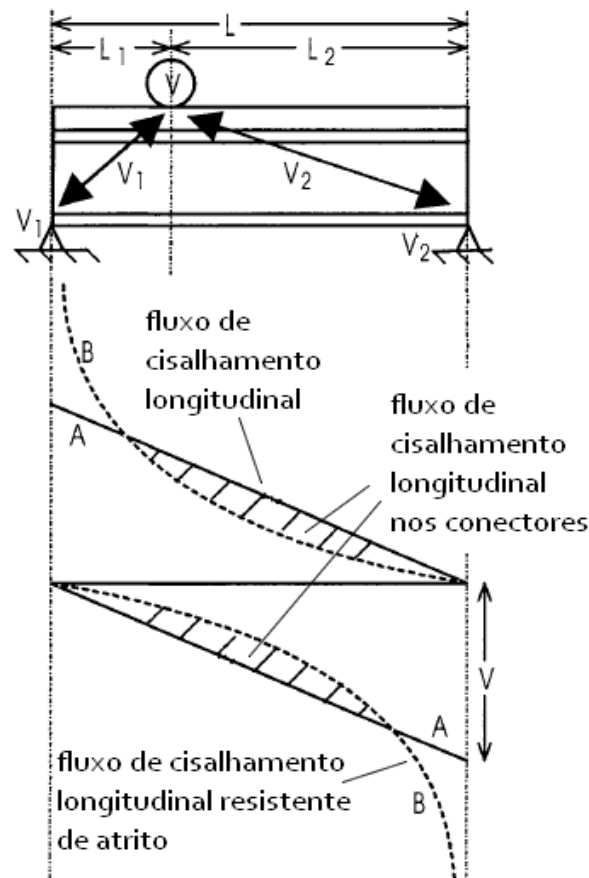
O único requisito para a existência das forças de atrito é a preservação do contato permanente entre as superfícies, de modo que ele só pode ser considerado nas regiões onde a separação vertical entre elas é nula (SERACINO, 1999). Dessa forma, a importância da capacidade que a geometria dos conectores deve ter de evitar o *uplift* se torna ainda mais significativa para a consideração desse fenômeno no dimensionamento. Além dessa capacidade, o espaçamento longitudinal máximo definido nas prescrições normativas de detalhamento também deve ser cuidadosamente determinado para que se impeça a tendência do deslocamento vertical relativo entre a laje e a viga nos trechos entre conectores, permitindo a consideração de que o contato é mantido ao longo de todo o comprimento da viga mista.

3.4.1 Redução do fluxo de cisalhamento longitudinal transmitido aos conectores

As forças de atrito na interface aço-concreto aumentam tanto o grau de interação quanto o grau de conexão da viga mista. Sob cargas de serviço, elas ainda reduzem a variação do fluxo de cisalhamento longitudinal transferido aos conectores, ajudando assim a prolongar a vida de fadiga de projeto de toda a estrutura (OEHLERS; BRADFORD, 1995).

Para deduzir a equação simplificada que representa o efeito benéfico do atrito nessa redução, considere uma carga móvel concentrada que se desloca ao longo do comprimento de uma viga mista biapoiada com interação total (Figura 3.31).

Figura 3.31 – Fluxo de cisalhamento longitudinal nos conectores

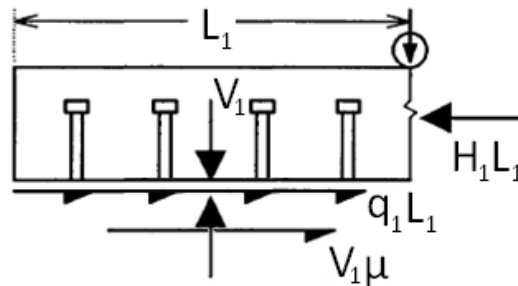


Fonte: (adaptada de OEHLERS; BRADFORD, 1995)

No seu percurso, a carga provoca esforços cortantes de intensidades e sentidos diferentes dos seus lados esquerdo e direito. Cada trecho – esquerdo e direito – do comprimento da viga mista que vai de um dos seus apoios até a carga concentrada é denominado vão de cisalhamento. Assim, o esforço cortante é constante para cada vão de cisalhamento em qualquer posição da carga móvel. O esforço cortante da esquerda vale o mesmo que a carga móvel quando posicionada sobre uma seção transversal imediatamente posterior à do apoio da esquerda, e vai decrescendo linearmente até se tornar nulo quando a carga chega ao apoio da direita. Para o esforço cortante da direita, ocorre o inverso. A variação de esforço cortante tem o mesmo valor em todas as seções transversais e equivale ao valor da própria carga móvel concentrada. Ao longo da viga, a variação de esforço cortante se transmite para a interface aço-concreto sob a forma de variação de fluxo de cisalhamento longitudinal. A envoltória do fluxo de cisalhamento longitudinal mostra que a sua variação também é constante em todo o comprimento da viga. Desconsiderado o atrito, todo esse fluxo é integralmente transmitido aos conectores de cisalhamento, que ficam igualmente solicitados e suscetíveis à falha por fadiga nas mesmas condições.

No entanto, o contato entre a laje de concreto e a viga de aço em um sistema que tende ao deslizamento relativo tem como consequência o surgimento de forças de atrito. Considerando o equilíbrio da laje de concreto no lado esquerdo da carga móvel, o fluxo de cisalhamento longitudinal gera uma força que tende a provocar o deslizamento relativo, cuja oposição se estabelece pela união da força resistente de atrito com força atuante nos conectores de cisalhamento (Figura 3.32).

Figura 3.32 – Equilíbrio de forças longitudinais na interface aço-concreto à esquerda da carga móvel



Fonte: (adaptada de OEHLERS; BRADFORD, 1995)

Pelo equilíbrio estabelecido, o fluxo de cisalhamento longitudinal atuante nos conectores de cisalhamento é determinado de forma geral para qualquer vão de cisalhamento de acordo com a Equação (3.17) (OEHLERS; BRADFORD, 1995).

$$q_i = V_i \left(\frac{S}{I_{tr}} - \frac{\mu}{L_i} \right) \quad (3.17)$$

Sendo:

q_i o fluxo de cisalhamento longitudinal nos conectores no vão de cisalhamento i ;

V_i o esforço cortante no vão de cisalhamento i ;

L_i o comprimento do vão de cisalhamento i .

A Equação (3.17) pode ser reescrita conforme as Equações (3.18), (3.19) e (3.20).

$$q_i = H_i - f_{at_i} \quad (3.18)$$

$$H_i = \frac{V_i S}{I_{tr}} \quad (3.19)$$

$$f_{at_i} = \frac{V_i \mu}{L_i} \quad (3.20)$$

Sendo:

H_i o fluxo de cisalhamento longitudinal no vão de cisalhamento i ;

f_{at_i} o fluxo de cisalhamento longitudinal resistente de atrito no vão de cisalhamento i .

Assim como o fluxo de cisalhamento longitudinal, o fluxo de cisalhamento longitudinal resistente de atrito também é proporcional ao esforço cortante na viga mista, uma vez que essa é a força normal ao plano de deslizamento. Na prática, o peso próprio da laje também provoca esforço normal perpendicular ao plano de deslizamento na interface aço-concreto, assim como o peso próprio da viga mista também gera fluxo de cisalhamento longitudinal. Por não terem magnitude significativa e por simplificação, essas contribuições são desprezadas na formulação apresentada. Além disso, por se referirem a um carregamento permanente, essas parcelas não influenciam na variação de fluxo de cisalhamento longitudinal nos conectores.

Pelas premissas determinadas no seu desenvolvimento teórico, a Equação (3.17) é válida para vigas mistas com interação total. Esse fato está de acordo com o que é obrigatoriamente estabelecido nas principais normas técnicas de projeto de pontes mistas. Em estruturas de edifícios, a permissão do deslizamento longitudinal relativo entre a laje e o perfil, em geral, se torna vantajosa por resultar na utilização econômica de uma menor quantidade de conectores, sem grandes diminuições de resistências e acréscimos de deslocamentos. Já em estruturas de pontes, as suas peculiaridades referentes aos efeitos das cargas de frenagem e aceleração – além da própria questão da fadiga – tornam desinteressante a condição de interação parcial.

Ao longo do deslocamento da carga móvel concentrada, a variação de momentos fletores faz com que a força motriz – que provoca a tendência de deslizamento da superfície inferior da laje de concreto sobre a superfície superior do perfil de aço – seja também variável de acordo com a posição da carga, com a sua intensidade igual ao produto do fluxo de cisalhamento longitudinal pelo comprimento do seu respectivo vão de cisalhamento. Nas proximidades dos apoios da viga, o fluxo de cisalhamento longitudinal atinge seus maiores valores à medida que o comprimento do vão de cisalhamento vai diminuindo e vice-versa. Desse modo, as maiores intensidades da força motriz são alcançadas quanto mais próxima do

meio do vão a carga estiver, posição na qual tanto o fluxo de cisalhamento longitudinal quanto o comprimento do vão de cisalhamento estão com os seus valores médios.

A teoria do fluxo de cisalhamento longitudinal resistente de atrito parte de certas premissas ideais referentes ao comportamento físico do sistema estrutural em questão. No início do deslocamento da carga móvel concentrada, a oposição à força motriz é estabelecida tão somente pela força de atrito desenvolvida na interface aço-concreto. Assim, a princípio, a interface e os conectores de cisalhamento não trabalham em conjunto. Apenas quando a resistência ao atrito na interface é superada, começa a ocorrer a transmissão não integral de esforço para os conectores, sendo a parcela transmitida igual ao excedente dessa resistência. Nesse instante de duração de tempo infinitesimal do começo da transferência dos esforços horizontais, o deslizamento longitudinal relativo entre a laje e a viga ocorre, mas é imediatamente contido pelos conectores de cisalhamento – que então começam a ser solicitados –, preservando a interação total.

A força resistente de atrito desenvolvida na interface aço-concreto é considerada constante em todo o vão de cisalhamento, com valor igual ao produto do seu respectivo esforço cortante pelo coeficiente de atrito cinético na interface aço-concreto submetida a cargas cíclicas. Esse coeficiente de atrito é determinado por meio de ensaios dinâmicos cíclicos em arranjos experimentais específicos, porém, seu valor ainda não está consolidado na literatura para todo e qualquer dimensionamento de elementos mistos de aço e concreto.

O coeficiente de atrito adotado nessa formulação é o do tipo cinético pois é justamente este que se manifesta quando os conectores passam a ser carregados. Quando a carga móvel está nas proximidades dos apoios, é a força de atrito estático que se opõe à força motriz, igualando-se a ela até atingir o seu valor máximo. A partir desse ponto, pode-se entender que o deslizamento relativo ocorre localmente ao longo da interface entre as superfícies da laje e da viga, permitindo o desenvolvimento da força de atrito dinâmico. No entanto, visualizando o sistema estrutural viga mista de forma global, as suas extremidades permanecem aderidas compondo a mesma seção transversal devido à presença dos conectores de cisalhamento, que preservam a interação total. Assim – apesar de parecer numa análise menos aprofundada – não é contraditório entender que o atrito cinético se manifesta na viga mista com interação total.

A partir dessa análise, percebe-se que a Equação (3.17) não é aplicável em toda o comprimento da viga mista, mas apenas na sua região intermediária simetricamente compreendida entre as duas seções transversais onde o fluxo de cisalhamento longitudinal se iguala ao fluxo de cisalhamento longitudinal resistente de atrito – que, matematicamente, tende ao infinito nos apoios (Figura 3.31). Dessa forma, o efeito benéfico do atrito na redução da

tensão de cisalhamento transmitida aos conectores da viga mista é maior nas suas extremidades e menor no meio do seu vão, pois enquanto este passa a ser interpretado como a seção crítica de dimensionamento, na vizinhança daquelas os conectores não são solicitados.

4 REVISÃO DE LITERATURA

4.1 PESQUISAS RELACIONADAS

Embora o estudo da fadiga nos conectores de cisalhamento seja bastante amplo e tenha se iniciado em meados da década de 1950, as pesquisas que buscam levar em consideração o efeito benéfico do atrito para a mitigação desse modo de falha são menos incidentes e mais recentes.

O superdimensionamento para esse estado limite foi uma das conclusões de Ovuoba (2017), que realizou uma investigação experimental acerca do dano e da capacidade residual de fadiga em conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça de duas pontes mistas (denominadas A e B) rodoviárias interestaduais de alto tráfego, existentes e operantes há décadas nos Estados Unidos. A Ponte A estava provisoriamente interditada para obra de alargamento, de modo que a remoção cuidadosa da sua laje – necessária para a aplicação de mais conectores de cisalhamento em decorrência do aumento do tráfego após a sua ampliação – possibilitou a investigação em campo. Por meio dos ensaios locais não destrutivos, denominados inspeção de partícula magnética e teste de líquido penetrante – utilizados para identificação de fissuras por fadiga em componentes não falhados –, observou-se, na Ponte A, a inexistência desse dano nos pinos conectores, o que a princípio está de acordo com o seu dimensionamento original para vida infinita.

Entretanto, tal evidência se mostrou curiosamente interessante, visto que após a remoção do concreto percebeu-se que os conectores foram instalados com espaçamentos longitudinais superiores aos detalhados em projeto, de modo a terem sido solicitados por tensões mais altas do que as consideradas no cálculo. Na Ponte A, o espaçamento projetado corresponde à variação de tensão de 48,3 MPa – para a qual a curva S-N da AASHTO indica vida infinita de fadiga –, mas o espaçamento executado fez a variação de tensão correspondente aumentar para 59,3 MPa, com vida finita de fadiga de aproximadamente 3.079.000 de ciclos de carga do veículo-tipo de projeto. A estimativa do número de ciclos que de fato ocorreu na Ponte A ao longo de mais de 30 anos de serviço (até o momento da sua interdição) contabiliza de 25 a 30 milhões, indicando dano acumulado superior a 800% da capacidade esperada de vida de fadiga finita dos conectores de cisalhamento sem qualquer vestígio de falha.

Da Ponte B, que estava em processo de desativação, foi possível a extração de porções originais dos perfis de aço com seus conectores para a realização do ensaio *push-out* – este destrutivo – a fim de se determinar a sua vida remanescente. As porções removidas da Ponte B,

cuja estimativa do número de ciclos de carga em mais de 50 anos de serviço é de 38 a 53 milhões, foram soldadas de modo a confeccionar três corpos de prova.

Assim como na Ponte A, os conectores de cisalhamento da Ponte B foram originalmente dimensionados para vida de fadiga infinita e neles, coerentemente, não foram localizadas fissuras. Nos três ensaios, os pinos foram submetidos à mesma variação de tensão de 80 MPa, cuja vida associada de acordo com a AASHTO é de 850.000 ciclos, mas todas as três amostras superaram a vida prevista em mais de 2,5 milhões de ciclos. Assim, caso a Ponte B continuasse em operação recebendo um tráfego ainda mais pesado, à sua vida seriam adicionados entre 3,5 e 4,5 milhões de ciclos de carga (mais de 400% do acréscimo de vida previsto), de modo que, pelo menos em termos da resistência dos seus conectores de cisalhamento, pode-se concluir que ela foi prematuramente desativada.

Assim, pelos resultados da Ponte A, restou sugerir que tamanha disparidade possa ser justificada por inconsistência no cálculo do fluxo de cisalhamento longitudinal nos conectores, visto que a faixa de tensão esperada era muito maior do que aquela efetivamente experimentada. Com isso, aparentemente, tal esforço é minimizado pelas contribuições de resistência ao cisalhamento por adesão e/ou atrito na interface aço-concreto das vigas mistas. Para a Ponte B, vale lembrar que o ensaio *push-out* é realizado desconsiderando-se qualquer contribuição do atrito devido a aplicação de graxa na superfície do perfil de aço antes da concretagem da laje, de maneira que os seus resultados indicam quantos ciclos adicionais de carga os conectores suportariam contando apenas com a sua própria capacidade resistente. Dessa forma, pode-se inferir que a consideração do efeito benéfico do atrito observado na Ponte A aumentaria ainda mais a vida remanescente da Ponte B, cujos resultados indicam possível conservadorismo da curva S-N da AASHTO capaz de favorecer o superdimensionamento dos conectores.

Quanto à determinação de um valor para o coeficiente de atrito cinético que pudesse ser utilizado para a avaliação da contribuição desse tipo de aderência, algumas das pesquisas experimentais frequentemente citadas na literatura são apresentadas a seguir. No entanto, nenhuma delas foi especificamente desenvolvida para aplicação em pontes mistas, de modo que as suas diferentes metodologias resultaram em valores divergentes desse coeficiente.

Singleton (1985) desenvolveu um procedimento experimental que consiste em uma placa de aço sujeita a 4 milhões de ciclos de carga colocada entre dois blocos de concreto submetidos a uma força compressiva normal aplicada por molas pré-tensionadas. Ao longo de toda a duração do experimento, foi possível acompanhar a variação do valor do coeficiente de atrito, que ficou entre 0,70 e 0,95. Os valores mais altos foram registrados no início do ensaio, diminuindo conforme evoluía o desgaste do concreto superficial dos blocos e voltando a

aumentar conforme os agregados mais rígidos internos à superfície eram expostos. Apesar desse experimento não ser concebido de modo a simular a flexão de uma viga mista, os seus resultados são os mais tradicionalmente utilizados nas pesquisas posteriores sobre o estudo do efeito do atrito na interface de pontes mistas na análise da fadiga dos conectores de cisalhamento – especialmente o limite inferior de 0,70 por razões favoráveis à segurança –, visto que se trata de uma pesquisa baseada em ensaio cíclico de atrito, que não é comum na literatura.

Hungerford (2004) realizou testes de atrito em um pequeno bloco de concreto sobre a superfície da mesa superior dos perfis de aço de uma ponte mista em processo de desativação nos Estados Unidos cuja laje já havia sido removida. A partir da aplicação de uma carga horizontal conhecida no bloco e do seu peso próprio, o coeficiente de atrito foi determinado pela média dos 24 testes realizados em diferentes posições das 4 vigas dessa ponte. Assim, obteve-se o valor médio de 0,63, estando os valores referentes a cada teste compreendidos entre 0,50 e 0,77. Apesar de ter sido realizado em vigas de pontes reais, esse experimento também não simulou o trabalho à flexão e utilizou apenas carregamento estático.

Balkos (2018) estudou o comportamento de um tipo alternativo de conector de cisalhamento formado por parafusos atravessando e pressionando por aperto com protensão a mesa superior de um perfil de aço e uma laje de concreto pré-moldada, ambas com furos intencionalmente executados e igualmente espaçados ao longo de todo o comprimento da viga para permitir a montagem do sistema. No seu procedimento de laboratório, essas vigas mistas foram ensaiadas à flexão provocada pela aplicação de carregamento estático concentrado em diferentes condições. Na primeira condição, duas cargas concentradas foram aplicadas em duas seções transversais da viga mista sem a colocação de nenhum parafuso, de modo que toda a transferência de esforço na interface aço-concreto foi promovida unicamente pelas forças de atrito. Assim, o coeficiente de atrito foi calculado dividindo-se a média das forças atuantes na laje de concreto nas seções transversais do carregamento (medidas através da instrumentação do ensaio) pela força normal à superfície aplicada na mesma região, resultando no valor de 0,65.

Na segunda condição, uma carga concentrada foi aplicada no meio do vão da viga mista com a colocação de duas linhas de dois parafusos em cada nas suas extremidades. Na região central da viga, além da ausência de parafusos, também ocorreu a aplicação de graxa na superfície da mesa superior do perfil de aço, de modo que a determinação do coeficiente de atrito fosse feita levando em consideração o seu efeito apenas nas regiões em que a força normal à superfície fosse devida exclusivamente à força de protensão dos parafusos (desconsiderando a contribuição do carregamento aplicado). Assim, com as medições dessa força de protensão e

da força atuante na laje de concreto em uma seção transversal na região de uma das extremidades da viga, foi calculado o valor de 0,22 para o coeficiente de atrito. Em decorrência da discrepância encontrada entre as suas duas tentativas de determinação do coeficiente de atrito, Balkos (2018) recomendou que pesquisas futuras realizassem uma investigação mais profunda para melhor caracterizar esse parâmetro.

Quanto à redução na variação do fluxo de cisalhamento longitudinal nos conectores em decorrência da contribuição do atrito em vigas mistas submetidas a cargas móveis concentradas, Seracino (2000) desenvolveu uma formulação matemática simplificada para esse sistema considerando a ocorrência de interação parcial. Essa formulação resulta na determinação de um fator de redução a ser aplicado no valor da variação do fluxo de cisalhamento longitudinal calculado com a teoria clássica de interação total. Através da aplicação em um exemplo ilustrativo de viga mista de ponte, foram comparadas quatro diferentes abordagens: interação total sem atrito, interação total com atrito, interação parcial sem atrito e interação parcial com atrito.

Enquanto a abordagem de interação total sem atrito é a teórica, a abordagem de interação parcial com atrito é a mais próxima da realidade. Assim, percebe-se que à medida que a abordagem é mais precisa e menos conservadora, a complexidade matemática da descrição do fenômeno aumenta e a variação do fluxo de cisalhamento longitudinal nos conectores diminui. No entanto, vale lembrar que a consideração de interação parcial no projeto de pontes mistas é terminantemente proibida pelas principais normas técnicas do mundo por uma série de outros motivos que justificam a sua inadequação.

Apesar de reconhecerem comprovadamente o efeito benéfico do atrito, as pesquisas dessa linha ainda demonstram cautela na sua utilização, visto que normalmente buscam – sem nenhuma razão explícita – desenvolver procedimentos de verificação da vida útil remanescente em pontes mistas já existentes ao invés de métodos otimizados de dimensionamento à fadiga de conectores de cisalhamento para pontes novas. Dentre tais procedimentos, destaca-se o proposto por Oehlers, Seracino e Yeo (2000) pela sua simplicidade de cálculo. Dessa forma, o atrito só tem sido levado em consideração para fins de dimensionamento nas pesquisas em que foram desenvolvidas tecnologias inovadoras de conectores de cisalhamento cuja aplicação prática ainda só deve ser amplamente observada no futuro.

Lebet (2011) propôs uma conexão de cisalhamento para pontes mistas de laje pré-moldada cujo mecanismo de transferência de esforços longitudinais se dá por adesão e atrito, sem qualquer parcela de aderência mecânica. Trata-se de uma nervura em chapa de aço com gravações em alto relevo soldada longitudinalmente no eixo da mesa superior do perfil de aço

ao longo de todo o seu comprimento. A laje de concreto pré-moldada é confeccionada com uma ranhura longitudinal na superfície inferior na qual a nervura se encaixa, sendo a folga entre elas preenchida com a injeção de graute de alta resistência. Os painéis de laje ainda passam por processos de retardação e jateamentos com água e areia durante a sua fabricação a fim de tornar as suas superfícies inferiores mais ásperas. Os resultados dos testes de cisalhamento em condições estáticas e dinâmicas realizados nesse tipo de conector indicaram elevadas resistência e rigidez em comparação ao conector tipo pino com cabeça, porém a sua ductilidade se mostrou limitada. Apesar disso, os testes de fadiga para cargas cíclicas de serviço não afetaram a integridade da conexão, tornando-a bastante promissora.

Quanto à utilização de modelagem e simulação computacional no estudo do atrito na interface das conexões de cisalhamento, dois trabalhos com metodologias e aplicações distintas despertam interesse por terem apresentado resultados similares para o coeficiente de atrito. Guezouli e Lachal (2012) utilizaram elementos finitos bidimensionais do *software* ANSYS para simular um ensaio *push-out* com conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça e lajes pré-moldadas de nichos preenchidos com concreto cujos dados experimentais eram conhecidos. Através da aplicação de elementos não lineares de contato entre os conectores e a laje de concreto e entre a mesa do perfil de aço e a laje de concreto, foi realizado um estudo paramétrico para determinar e validar o valor desses coeficientes de atrito a partir da sua calibragem, tendo como referência os dados experimentais. Assim, foram obtidos os valores de 0,20 no contato entre os conectores e a laje e 0,30 no contato entre o perfil e a laje. Nesse mesmo estudo, concluiu-se que a possibilidade de separação entre o perfil e a laje altera a condição do contato – provocando variação acentuada nos resultados – e sugeriu-se que simulações numéricas de vigas mistas com elementos tridimensionais e carregamentos de compressão no concreto (como peso próprio da laje e sobrecarga) fossem realizadas para se chegar a conclusões mais apropriadas.

Lorenc (2020) pesquisou o desempenho à fadiga de uma conexão de cisalhamento que recentemente começou a ser utilizada em pontes mistas europeias, consistindo em um engrenamento formado pelo recorte da porção da alma do perfil de aço que é embutida na laje de concreto. Para estudar a falha desse tipo de conexão – que se dá após o deslizamento do concreto –, foram realizados testes em grande escala de viga mista sob carga cíclica. Com a simulação dos testes em elementos finitos e os dados experimentais, foi aplicada a solução numérica pelo método da penalidade de contato entre sólidos no *software* ABAQUS para determinar o valor de 0,30 para o coeficiente de atrito na conexão entre o concreto e o aço.

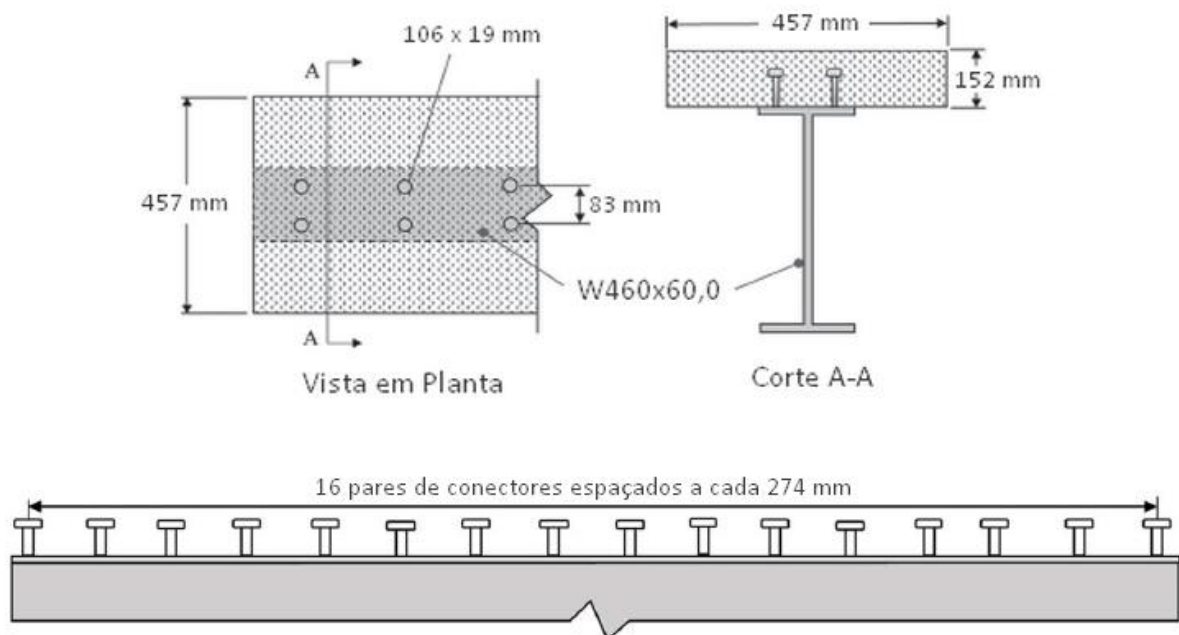
O trabalho de Hillhouse e Prinz (2020) é um dos mais atuais desta linha de pesquisa e foi selecionado como base para o desenvolvimento deste trabalho. No seu procedimento experimental – que será minuciosamente apresentado no Capítulo 5 –, a medição de força diretamente nos conectores de cisalhamento representou um avanço na obtenção de dados mais precisos, indispensáveis a esse estudo. No seu programa experimental de fadiga, destaca-se o estudo do efeito do agrupamento de pinos conectores na distribuição de esforços sobre eles, em ensaios realizados com e sem a utilização de mantas de politetrafluoretileno (popularmente conhecido como Teflon®) alterando a condição de rugosidade da interface da viga mista. No seu ensaio que baseia este trabalho, a sua principal conclusão foi a proposição de um fator menor do que 1 a ser multiplicado diretamente na equação da AASHTO que calcula o fluxo de cisalhamento longitudinal que solicita os conectores. Pelos resultados do ensaio – no qual os autores observaram esforços nos conectores cerca de 66% abaixo da previsão normativa – foi adotado o valor conservador de 0,5 para esse fator, a ser utilizado nos dimensionamentos com perfis cuja classe de rugosidade superficial seja igual ou superior à da viga ensaiada.

5 METODOLOGIA

5.1 CARACTERIZAÇÃO DO PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL DE REFERÊNCIA

A investigação acerca de como se desenvolve a transmissão do fluxo de cisalhamento longitudinal aos conectores de vigas mistas carregadas proposta nesta pesquisa é baseada na reprodução em modelagem computacional do procedimento experimental de fadiga realizado por Hillhouse e Prinz (2020). Trata-se de uma viga mista constituída por um perfil W 460 x 60,0 com 4,27 m de comprimento de aço laminado tipo ASTM A992 e uma laje de concreto armado moldada *in loco* com 152 mm de altura e 457 mm de largura, ligadas entre si por 16 pares de conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça Nelson S3L, com 19 mm de diâmetro e 106 mm de comprimento nominal, com linhas de centro igualmente espaçadas entre si a cada 274 mm na direção longitudinal e 83 mm na transversal e fabricados em aço carbono AWS Tipo B (Figura 5.1).

Figura 5.1 – Detalhamento da viga mista ensaiada por Hillhouse e Prinz (2020)



Fonte: (adaptada de HILLHOUSE B.; PRINZ G. S., 2020)

As dimensões da armadura e das demais disposições construtivas (tais como cobrimento e penetração dos conectores) foram determinadas conforme as prescrições mínimas da AASHTO. As propriedades geométricas e mecânicas de interesse dos componentes da viga mista ensaiada são apresentadas resumidamente na Tabela 5.1.

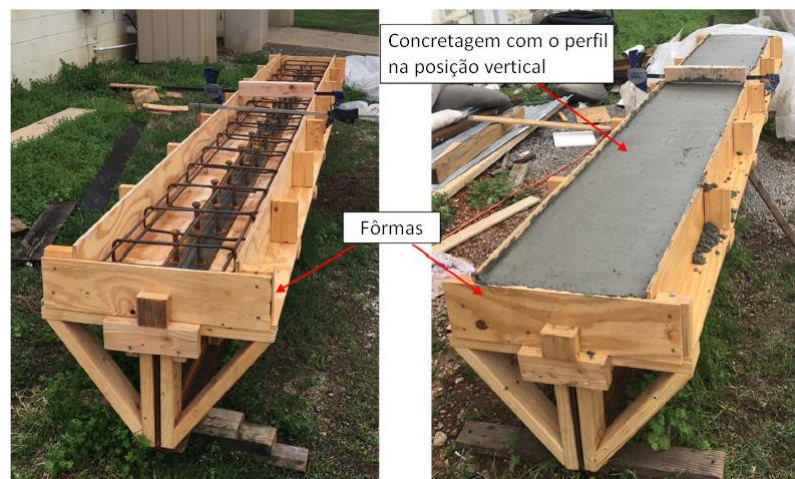
Tabela 5.1 – Propriedades geométricas e mecânicas de interesse dos componentes da viga mista ensaiada por Hillhouse e Prinz (2020)

Perfil de aço	
Comprimento (m)	4,27
Altura (mm)	455
Área (cm ²)	76,2
Momento de inércia (cm ⁴)	25652
Resistência ao escoamento (MPa)	345
Resistência à ruptura à tração (MPa)	450
Laje de concreto armado	
Largura (mm)	457
Altura (mm)	152
Resistência característica à compressão (MPa)	46,4
Conectores de cisalhamento	
Diâmetro (mm)	19
Comprimento nominal (mm)	106
Resistência ao escoamento (MPa)	350
Resistência à ruptura à tração (MPa)	450

Fonte: (elaborada pelo autor com base em HILLHOUSE B.; PRINZ G. S., 2020)

A confecção da viga mista ensaiada (Figura 5.2) ocorreu conforme a seguinte sequência de etapas: instalação dos conectores de cisalhamento, montagem das fôrmas de madeira, posicionamento das armaduras, instrumentação dos conectores, concretagem da laje diretamente sobre a mesa do perfil na posição vertical e, finalmente, instrumentação da laje e do perfil.

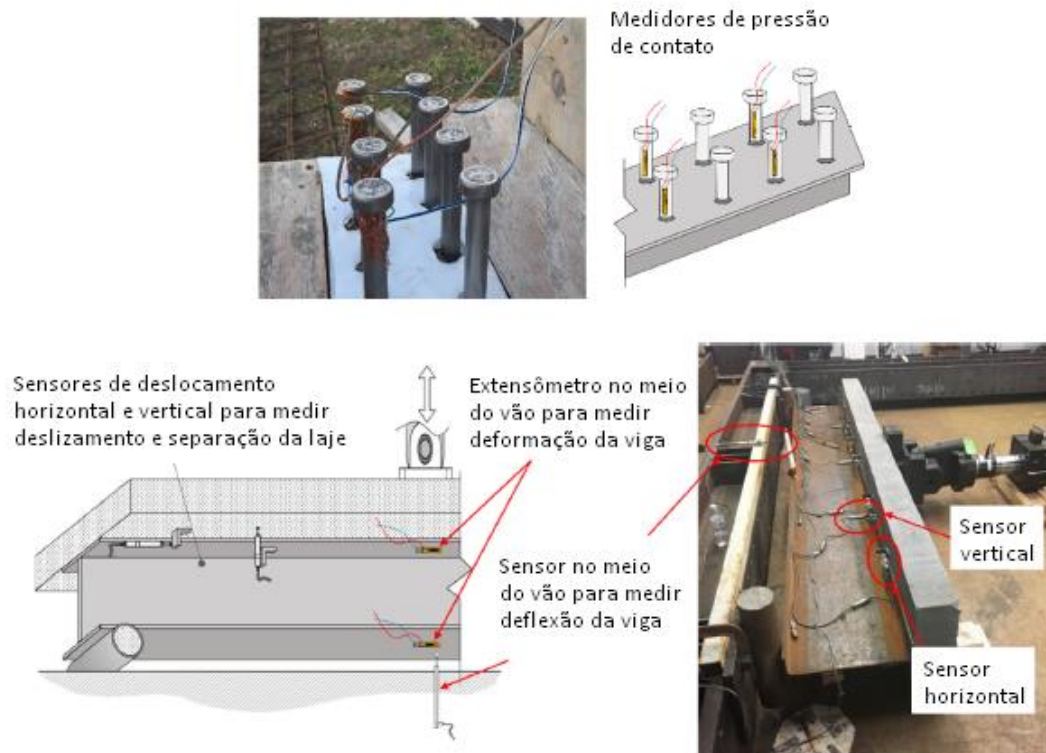
Figura 5.2 – Confecção da viga mista ensaiada por Hillhouse e Prinz (2020)



Fonte: (adaptada de HILLHOUSE B.; PRINZ G. S., 2020)

A instrumentação consiste na colocação dos dispositivos eletrônicos utilizados para medição dos dados de interesse da pesquisa (Figura 5.3) e, especificamente a dos conectores de cisalhamento, é uma etapa do ensaio que será abordada de maneira mais detalhada posteriormente na Seção 5.3.1.

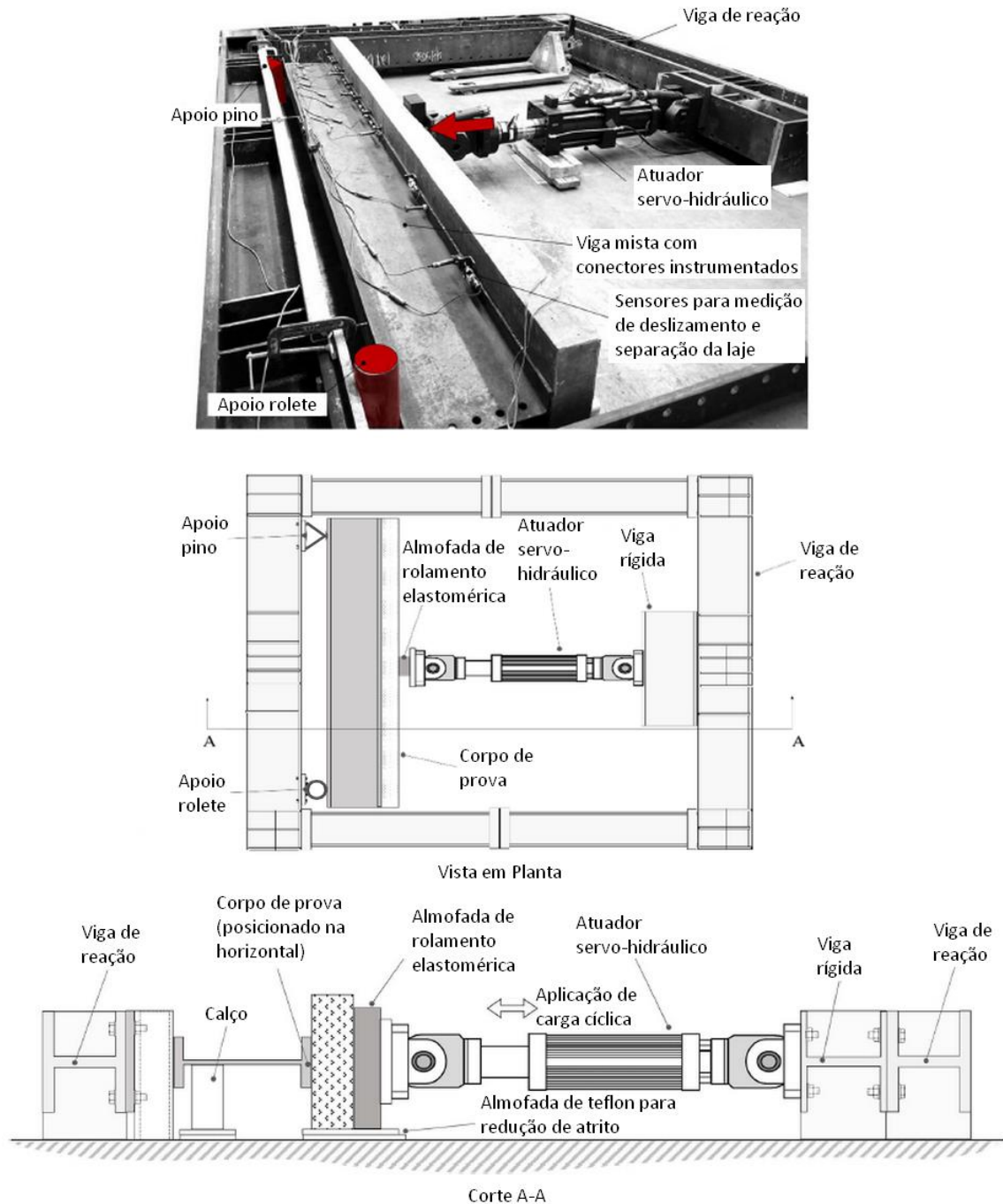
Figura 5.3 – Instrumentação dos conectores, da laje e do perfil componentes da viga mista ensaiada por Hillhouse e Prinz (2020)



Fonte: (adaptada de HILLHOUSE B.; PRINZ G. S., 2020)

Para simular as condições reais de construção e operação, nenhuma substância descolante ou lubrificante foi aplicada na superfície da mesa do perfil de aço. Pela configuração do aparato experimental utilizado (Figura 5.4), devido a restrições espaciais, a realização do ensaio ocorreu com a viga mista na horizontal, rotacionada em relação à sua posição vertical típica. Com isso, foram tomadas as medidas técnicas necessárias para assegurar o alinhamento na aplicação do carregamento com o eixo da viga mista e a desconsideração do atrito na face da laje de concreto armado em contato com o solo.

Figura 5.4 – Configuração do aparato experimental de Hillhouse e Prinz (2020)



Fonte: (adaptada de HILLHOUSE B.; PRINZ G. S., 2020)

Para promover o seu comportamento isostático, a viga mista foi ensaiada com três graus de liberdade restringidos com deslocamentos nulos devido aos apoios de segundo gênero na sua extremidade esquerda e de primeiro gênero na direita (Figura 5.4). Ainda analisando o arranjo experimental, percebe-se que os apoios da viga mista não foram posicionados exatamente nas arestas inferiores das extremidades do perfil de aço, mas sim ligeiramente afastadas delas para impedir instabilidades que pudessem provocar a interrupção inesperada do ensaio. Dessa forma, a viga mista foi ensaiada com o vão de 4,11 m, um pouco inferior ao seu comprimento.

Quanto ao carregamento, o ensaio ocorreu com a aplicação de uma carga concentrada no meio do vão da viga mista – perpendicular ao seu eixo longitudinal e ao plano da laje de concreto – por meio de um atuador servo-hidráulico, programado para uma variação de intensidade ciclicamente dentro de uma faixa de amplitude determinada. A rigor, a carga era na verdade distribuída ao longo da pequena área retangular (não informada) da almofada de rolamento elastomérica (normalmente utilizada como aparelho de apoio de pontes) que fazia parte da composição do mecanismo de aplicação (Figura 5.4). A faixa de carga escolhida para a realização do ensaio foi de 13,3 a 147 kN, com 2 Hz de frequência. Tal valor foi determinado de acordo com a carga de serviço do veículo-tipo especificado pela AASHTO. Devido à distância entre os eixos de carga do veículo-tipo padrão e ao comprimento reduzido da viga mista, cada eixo de carga percorre a viga de uma vez, de modo que foi aplicada, no ponto mais desfavorável desse percurso, apenas uma força. Vale ressaltar que o limite inferior da faixa de carga não foi nulo a fim de se evitar a separação e o subsequente impacto do atuador contra a viga mista ensaiada.

Assim, os componentes da viga mista ensaiada foram selecionados conforme verificação prévia de modo que o seu dimensionamento fosse satisfatório para o estado limite último, permanecendo em regime linear elástico, sendo o número de conectores de cisalhamento utilizados determinado de acordo com as prescrições normativas para proporcionar a consideração de interação completa da conexão de cisalhamento. Já para o estado limite de fadiga, o dimensionamento segundo as prescrições da AASHTO para vida infinita exigia o número mínimo de 90 conectores de cisalhamento – em pares igualmente espaçados longitudinalmente a cada 97 mm –, de modo que aos 32 conectores que foram de fato instalados correspondia uma vida estimada de 1.800.000 ciclos. Entretanto, o ensaio de fadiga ocorreu com a aplicação de 4.500.000 ciclos sem que fosse atingido o colapso em nenhum dos conectores de cisalhamento, excedendo em 250% a previsão normativa e economizando quase 2/3 de conectores.

5.2 DESCRIÇÃO DA MODELAGEM COMPUTACIONAL DO ENSAIO

Para simular o procedimento experimental realizado por Hillhouse e Prinz (2020) em ambiente computacional, a fim de se executarem as análises necessárias para a avaliação dos seus resultados e a investigação do fenômeno do atrito que ocorre neste sistema estrutural, a viga mista ensaiada foi modelada no presente trabalho via Método dos Elementos Finitos no *software* comercial ANSYS Workbench 2019 R3. Dentre todas as análises de problemas do

mundo real que podem ser simuladas computacionalmente no ANSYS, as que são necessárias para o estudo de sistemas estruturais estáticos de engenharia estão disponíveis na sua ferramenta Static Structural. Inicialmente, optou-se por desenvolver o modelo geométrico no *software* AutoCAD, para que este fosse posteriormente importado no módulo de desenho do ANSYS – o SpaceClaim – e, depois das devidas e necessárias adequações, ser então enviado para o seu módulo de análise – o Mechanical.

A modelagem geométrica foi realizada utilizando unicamente sólidos, o que resulta em uma discretização composta exclusivamente por elementos tridimensionais. Embora algumas estratégias de simplificação que se valem das peculiaridades dimensionais dos corpos modelados pudessem ter sido utilizadas – tais como a modelagem do perfil de aço com superfícies (resultando em uma discretização com elementos bidimensionais de placa) e a modelagem dos conectores com linhas (resultando em uma discretização com elementos unidimensionais de viga ou de mola) –, a discretização inteiramente tridimensional justifica-se por ser capaz de retratar o problema com maior verossimilhança e detalhamento, possibilitando a execução de certas análises que só podem ser realizadas para esse tipo de elemento e tendo como consequência maior precisão na solução.

Para cada ente geométrico modelado foi atribuído o seu respectivo material constituinte. Assim, foi preciso cadastrar os materiais aço do perfil, aço dos conectores e concreto no banco de dados do ANSYS – o Engineering Data – com as suas propriedades mecânicas que necessitam ser previamente conhecidas. Dessas propriedades, apenas as de resistência foram informadas e constam na Tabela 5.1. Para as demais, foram adotados os valores expressamente indicados para efeito de cálculo na NBR 8800 (ABNT, 2008), apresentados na Tabela 5.2, à exceção do módulo de elasticidade do concreto, para o qual foi adotado o valor calculado conforme a Equação (3.6) proveniente da NBR 6118 (ABNT, 2014), para a sua resistência característica à compressão informada na Tabela 5.1. Ambos os materiais foram considerados como isotrópicos e em regime linear elástico.

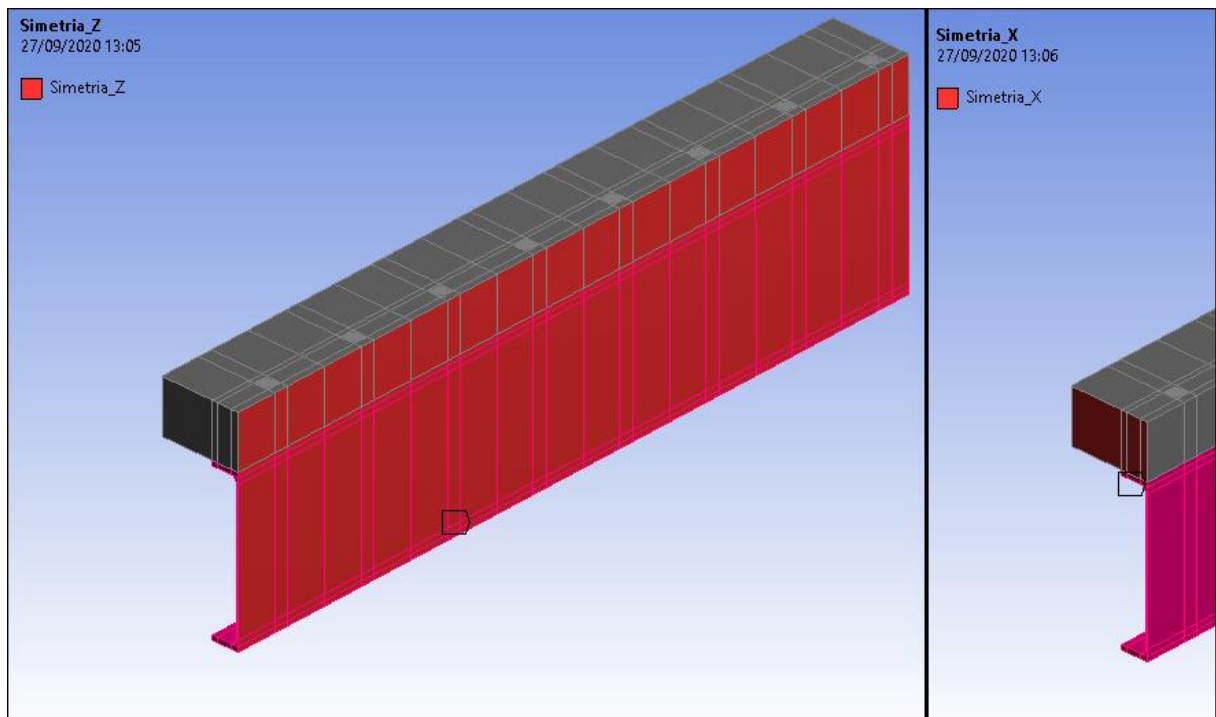
Tabela 5.2 – Propriedades mecânicas de cadastro dos materiais do modelo no Engineering Data do ANSYS

Propriedade	Aço	Concreto
Módulo de elasticidade (MPa)	200.000	34.942
Coefficiente de Poisson	0,3	0,2
Módulo de elasticidade transversal (MPa)	77.000	14.559
Massa específica (kg/m ³)	7.850	2.400

Fonte: (elaborada pelo autor com base em ABNT, 2008, 2014; HILLHOUSE B.; PRINZ G. S., 2020)

A fim de reduzir o número de nós e elementos do modelo e, assim, otimizar o esforço computacional do processamento, a condição de dupla simetria (axial e transversal) da viga mista foi aproveitada, de modo que o modelo geométrico corresponde à representação de 1/4 da viga mista ensaiada. No ANSYS, a condição de simetria é promovida não com a atribuição de condições de contorno de continuidade, mas tão somente através da opção automática Symmetry, selecionando uma ou mais faces dos sólidos paralelas ao plano de simetria (Figura 5.5).

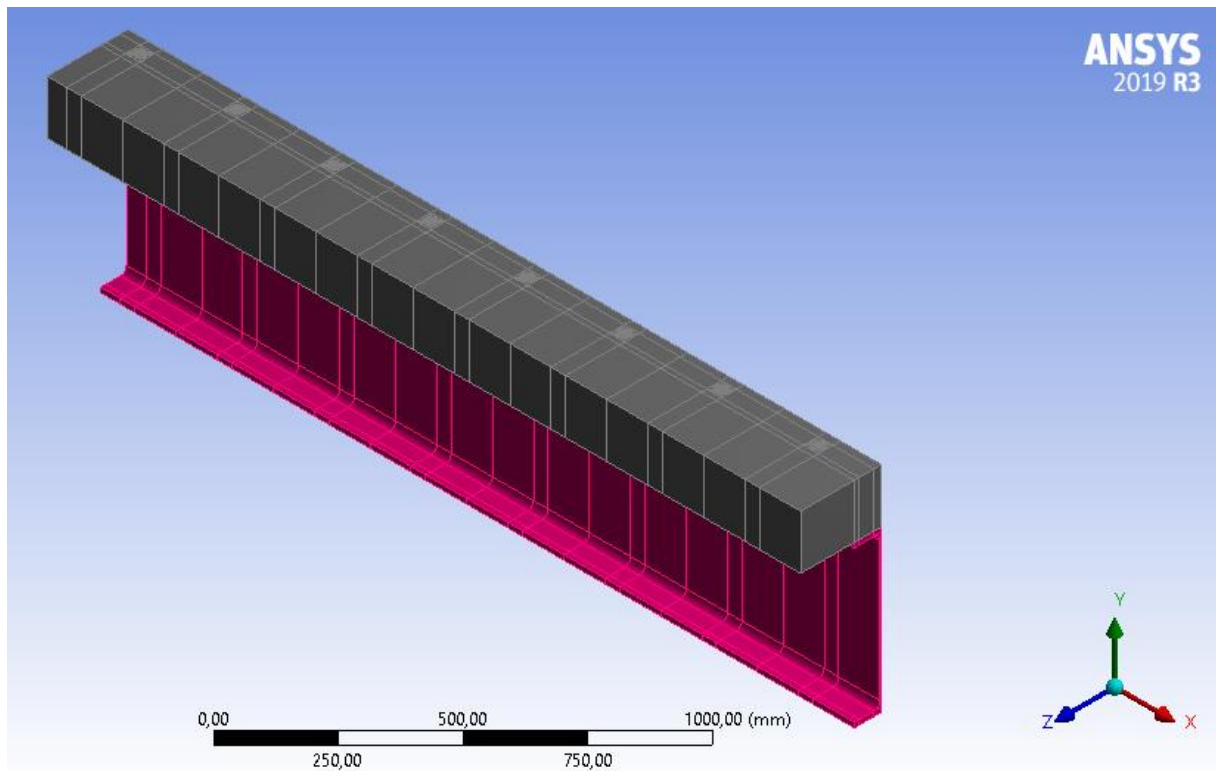
Figura 5.5 – Aplicação automática da condição de dupla simetria da viga mista no ANSYS.



Fonte: elaborada pelo autor

Com isso, foram realizadas as devidas adequações – no que fosse necessário – tanto na informação dos dados de entrada do processamento como na interpretação dos dados de saída. Assim, no modelo – diferentemente da forma como o ensaio foi realizado –, a viga mista é visualizada na posição vertical típica (Figura 5.6).

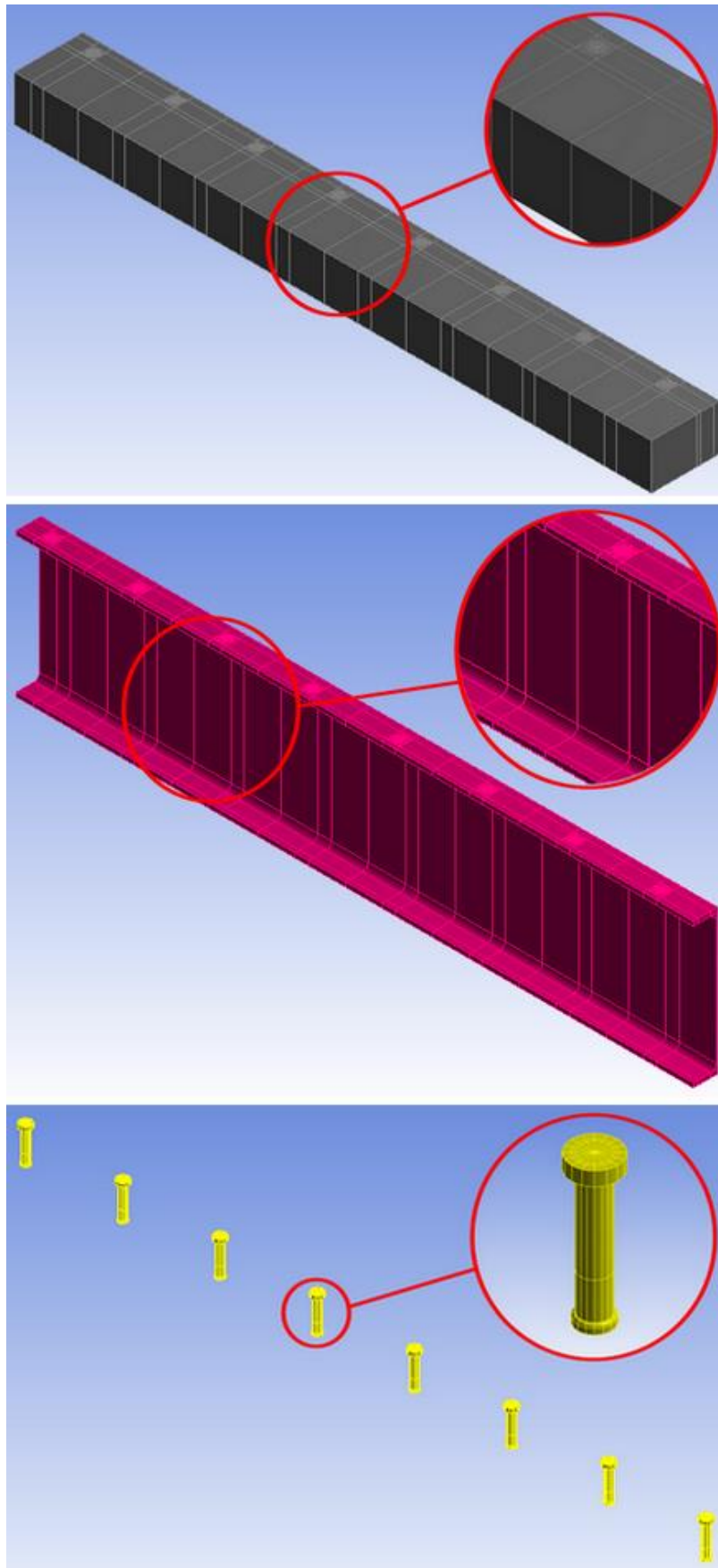
Figura 5.6 – Visão geral do modelo geométrico no ANSYS da viga mista ensaiada



Fonte: elaborada pelo autor

Apesar de na realidade serem corpos únicos, a laje, o perfil e os conectores foram modelados de forma particionada antes mesmo da discretização em elementos finitos (Figura 5.7). Esse artifício foi utilizado com o intuito de agregar algumas vantagens ao modelo, tais como orientar a geração da malha conforme a regularização desejada e permitir a seleção de regiões específicas no momento da extração de resultados do processamento.

Figura 5.7 – Particionamento prévio da laje, do perfil e dos conectores no modelo geométrico do ANSYS

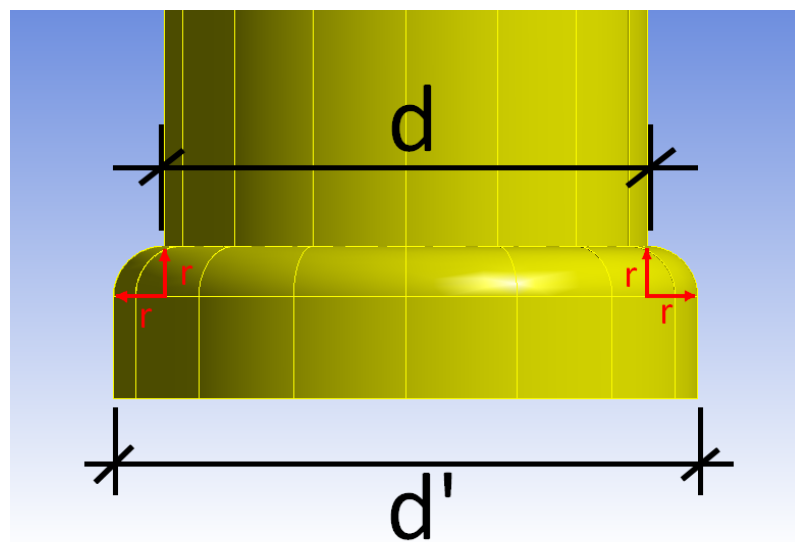


Fonte: elaborada pelo autor

A modelagem geométrica com sólidos apresenta alguns aspectos interessantes dos quais três deles cabem ser destacados e abordados a seguir:

- a) Apesar de serem conhecidas as dimensões genéricas do diâmetro e da altura do colar de solda dos conectores de cisalhamento – cujo formato é moldado pelo anel cerâmico presente no momento da sua instalação (Figura 3.14) – em função do diâmetro do fuste do conector (Figura 3.15), não há mais indicações acerca da sua aresta superior, que na verdade apresenta um acabamento suavemente arredondado. Assim, optou-se por considerar que o raio desse arredondamento seja igual ao maior valor que ele pode efetivamente assumir, que é a metade da diferença entre os diâmetros do colar e do conector (Figura 5.8), evitando ao máximo descontinuidades bruscas nessa região que naturalmente já é um concentrador de tensões;

Figura 5.8 – Dimensões consideradas na modelagem geométrica do arredondamento da aresta superior do colar de solda dos conectores de cisalhamento

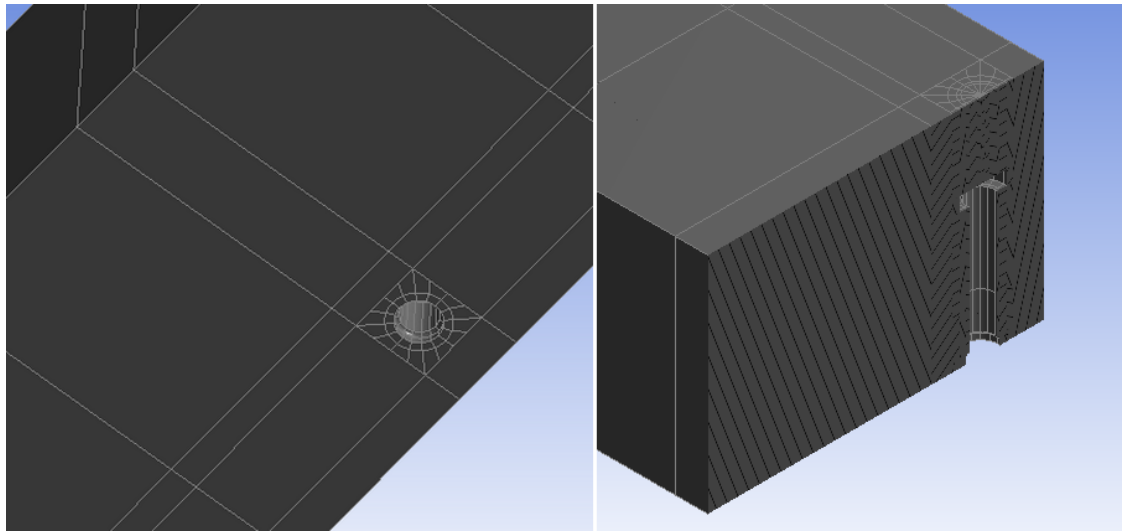


$$r = (d' - d) / 2$$

Fonte: elaborada pelo autor

- b) A modelagem da laje de concreto foi cuidadosamente elaborada de modo que ela apresentasse vazios internos com exatamente o mesmo volume e nas mesmas posições dos conectores de cisalhamento com os seus colares de solda (Figura 5.9). Essa medida foi necessária para que não houvesse sobreposição de elementos no momento da discretização e para promover o encaixe perfeito desses corpos, fundamental na precisão da determinação da força transmitida pelo contato entre os mesmos;

Figura 5.9 – Modelagem da laje de concreto com vazios internos referentes aos volumes ocupados pelos conectores de cisalhamento e os seus colares de solda



Fonte: elaborada pelo autor

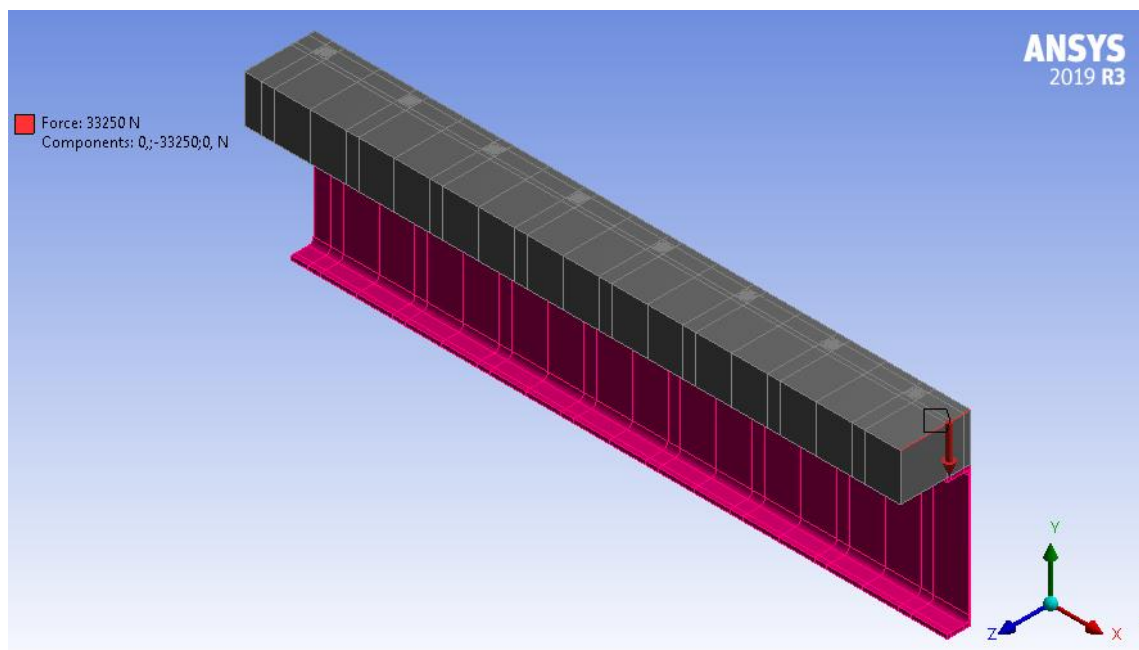
- c) Embora estivessem presentes na viga mista ensaiada, não existe a necessidade de se modelar as barras de aço das armaduras longitudinal e transversal da laje de concreto armado. Uma vez que a viga mista ensaiada é isolada e não faz parte de um piso em conjunto com outras vigas mistas e que a compreensão dos fenômenos inerentes ao concreto armado (como retração e fluência) não constitui o escopo desta pesquisa, não houve razão suficientemente considerável que justificasse a inclusão desses componentes no modelo. A modelagem das armaduras só geraria maior complexidade nas suas etapas de processamento e solução, sem vantagens relevantes na precisão dos resultados de interesse dessa análise.

Apesar de o ensaio ter sido executado com carga de intensidade variável – tendo em vista que a sua simulação tem foco na compreensão da transmissão de força aos conectores de cisalhamento e não diretamente na sua fadiga –, a análise computacional pôde ser realizada de forma mais simplificada, com a aplicação de uma carga concentrada de intensidade constante equivalente à amplitude da faixa de carga que lhe foi determinada, dado o caráter linear dos resultados experimentais. Essa é uma abordagem menos complexa do que a análise com carga cíclica ou ainda em duas etapas de carga constante, com os valores mínimo e máximo da faixa de variação. Dessa forma, garantiu-se que os conectores do ensaio e da simulação foram submetidos à mesma variação de tensão de cisalhamento, promovendo compatibilidade no seu efeito sobre o comportamento deles sem a inserção de complexidades desnecessárias.

Portanto, no modelo geométrico, foi aplicado como carregamento apenas a carga concentrada de 33,25 kN, equivalente a 1/4 do valor dessa amplitude. Como não foi informada

a área de aplicação dessa carga, optou-se por considerá-la distribuída apenas linearmente, ao longo da aresta superior da laje de concreto referente ao meio do vão (Figura 5.10), que é a menor geometria possível de aplicação de carga tendo em vista a configuração do aparato experimental utilizado (Figura 5.4). Embora a utilização de cargas concentradas em modelos numéricos seja costumeiramente indesejada devido às inconsistências e descontinuidades bruscas que podem ocorrer na vizinhança do local de aplicação, a relativa distância entre os conectores de cisalhamento e esse local garante que tais possíveis interferências não comprometam os resultados de interesse dessa análise. Ademais, vale ressaltar que como o ensaio ocorreu com a viga mista na posição horizontal, os pesos próprios do perfil de aço e da laje de concreto armado não atuaram como carregamentos distribuídos ao longo do seu vão, de forma que nenhum carregamento gravitacional foi aplicado no modelo.

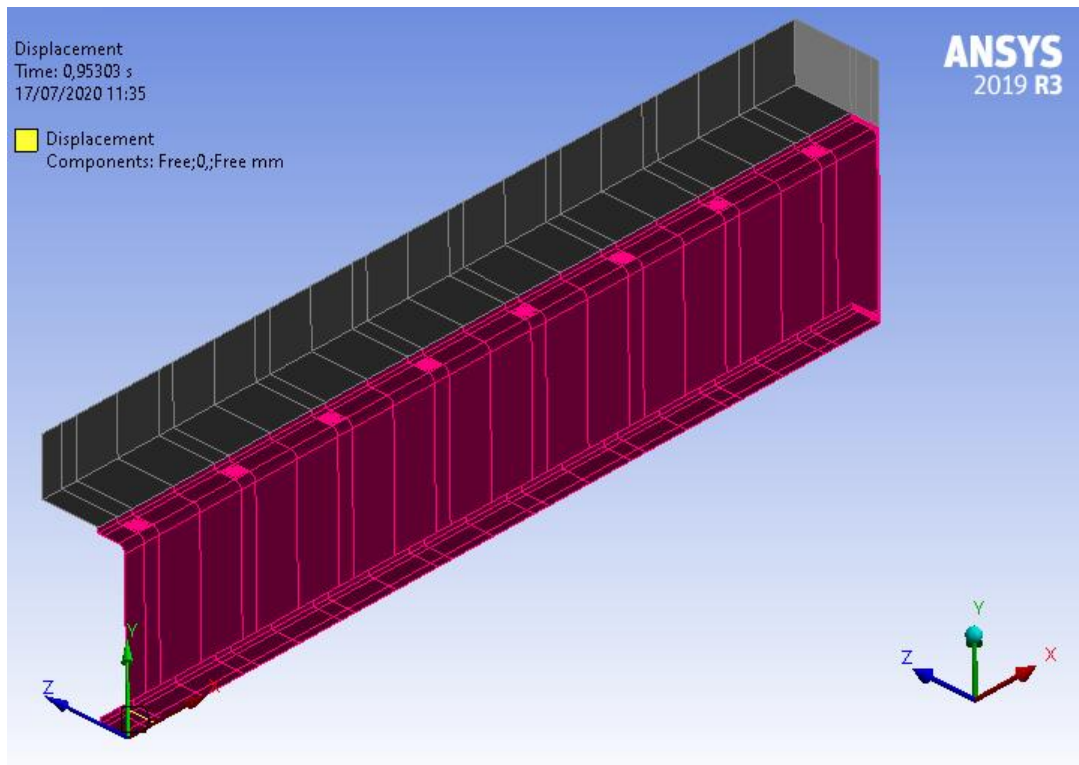
Figura 5.10 – Força concentrada aplicada como distribuída em aresta no modelo



Fonte: elaborada pelo autor

A aplicação do apoio na sua devida aresta inferior do perfil de aço (Figura 5.11), por sua vez, reproduziu fielmente a forma como os apoios foram efetivamente promovidos na viga mista ensaiada (Figura 5.4), o que também é aceitável nessa simulação pelo distanciamento entre os apoios e os conectores. Numericamente, essa condição de contorno é atribuída impondo-se, nos nós que compõem essa aresta, deslocamento vertical nulo e deslocamentos horizontais livres, o que é feito automaticamente no ANSYS selecionando essa aresta através da opção Displacement.

Figura 5.11 – Apoio aplicado como deslocamento vertical nulo em aresta no modelo



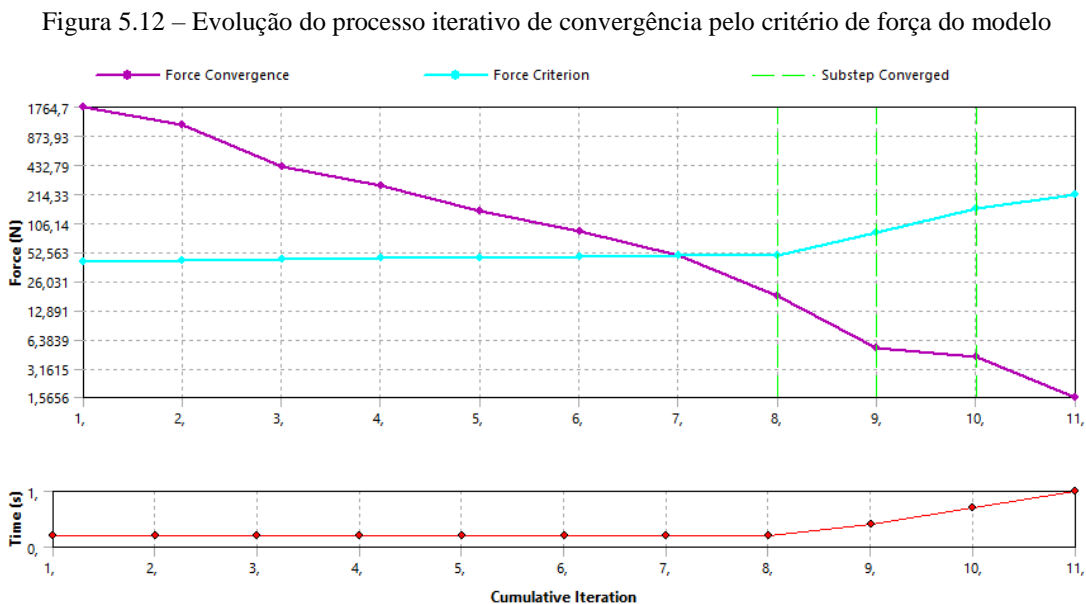
Fonte: elaborada pelo autor

É preciso destacar que a simetria transversal considerada para a viga mista não é rigorosamente um fato, tendo em vista que o seu apoio da esquerda impede deslocamento horizontal não restringido pelo da direita. No entanto, uma vez que o carregamento aplicado nessa viga mista é perpendicular ao seu eixo axial, para essa configuração específica, a consideração de apoio de primeiro gênero nas duas extremidades não interfere no comportamento isostático teórico de viga enquanto barra e, conseqüentemente, nos resultados de interesse obtidos da solução do problema, de modo que o rigor da impossibilidade de considerar essa simetria se torna irrelevante frente à economia computacional gerada. Assim, a única ressalva a se fazer é que, de acordo com o modelo, os dois apoios da viga mista apresentam o mesmo deslocamento horizontal em sentidos opostos, sendo que na verdade um simples ajuste de referencial já adequa a simulação ao comportamento real do ensaio. Basta interpretar que enquanto o apoio da esquerda não se desloca na horizontal, o da direita tem esse deslocamento igual ao dobro do que é informado na solução do modelo.

Com todas as entradas fornecidas pelo usuário, o ANSYS procede com a construção do modelo matemático que equaciona e soluciona o sistema a partir da geração da malha, momento em que ocorre a discretização dos elementos finitos. A depender dos tipos de contatos que são definidos nas interfaces entre os múltiplos corpos que compõem o modelo, podem surgir não linearidades que elevam o grau de complexidade da resolução do problema, exigindo-se a

utilização de métodos de numéricos incrementais e iterativos. Tanto a geração da malha quanto a definição dos contatos são duas etapas da simulação que serão abordadas de maneira mais detalhada posteriormente nas Seções 5.2.1 e 5.2.2, respectivamente.

O método padrão do ANSYS de solução de problemas não lineares utilizado nessa modelagem computacional foi o método de Newton-Raphson. Nesse método aproximado – cujas configurações padrões do *software* podem ser simplesmente aceitas ou alteradas pelo usuário –, o carregamento total informado nas entradas é subdividido em incrementos aplicados aos poucos em passos de carga. Inicialmente, o programa avalia a diferença entre as forças externas e internas, realizando uma solução linear apenas quando se constata que tal diferença está dentro de um intervalo de tolerância aceitável. A cada iteração, o programa altera a matriz de rigidez de acordo com as deformações da iteração anterior, incrementa mais uma parcela de carga, refaz a avaliação desse critério de força e continua esse processo até que seja atingida a convergência (Figura 5.12).



Fonte: elaborada pelo autor

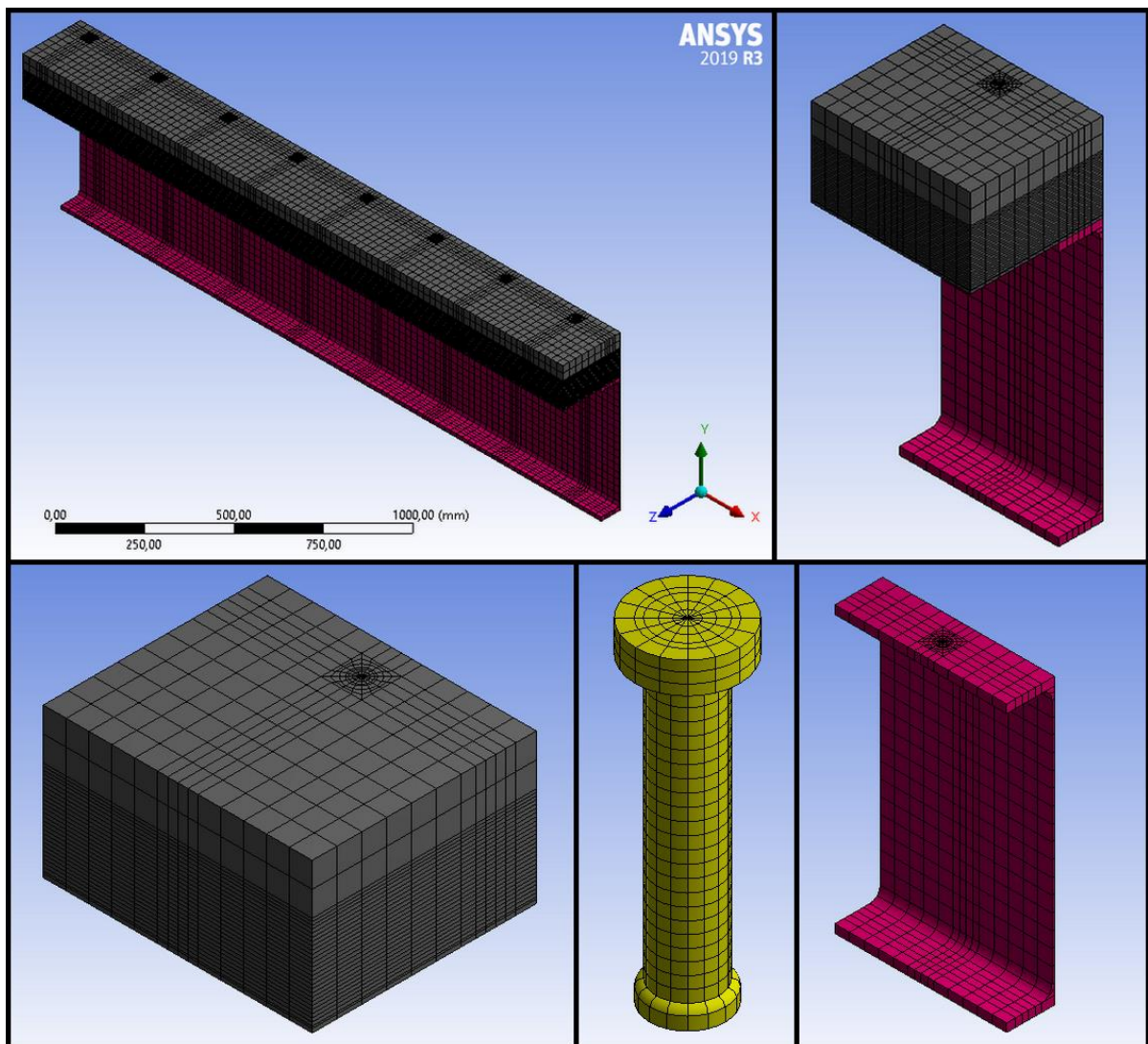
Com a resolução do modelo matemático, passam a ser conhecidos os valores dos deslocamentos do modelo e inicia-se a etapa de pós-processamento dessa análise estrutural, na qual se obtém uma série de outros resultados indiretos que dependiam da determinação dos deslocamentos. Esses resultados podem ser utilizados para validar a simulação e avaliar os aspectos que constituem os objetivos dessa pesquisa, tais como flecha máxima da viga mista, tensões e deformações normais no aço e no concreto, tensões normais e de cisalhamento na interface aço-concreto, tensões equivalentes e, principalmente, a força atuante nos conectores de cisalhamento. A maneira como tais respostas são extraídas no ANSYS, especificamente a

força atuante nos conectores de cisalhamento, é uma etapa da simulação que será abordada de maneira mais detalhada posteriormente na Seção 5.3.2.

5.2.1 Geração da malha

Apesar de ser capaz de realizar a discretização dos elementos subdividindo os sólidos do modelo geométrico de forma automática, o ANSYS possui uma série de métodos que permitem ao usuário a configuração da geração da malha de maneira mais ordenada. Assim, ao invés de simplesmente aceitar a geração automática, na malha desenvolvida (Figura 5.13), buscou-se regularizar a discretização aproveitando as especificidades geométricas de cada corpo – ou seja, a simetria radial dos conectores e a seção transversal constante da laje e do perfil – e o particionamento prévio dos mesmos.

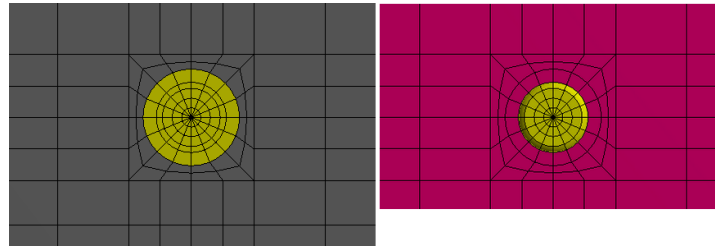
Figura 5.13 – Malha gerada para o modelo



Fonte: elaborada pelo autor

Também foi tomado o devido cuidado de, na vizinhança das interfaces entre os conectores e a laje e entre os conectores e o perfil, promover uma transição harmônica da geometria circular para a retangular (Figura 5.14). Para isso, foram utilizados ordenadamente os métodos MultiZone, Sweep Method, Face Meshing e Edge Sizing.

Figura 5.14 – Transição harmônica da geometria circular para a retangular nas interfaces conector-laje e conector-perfil

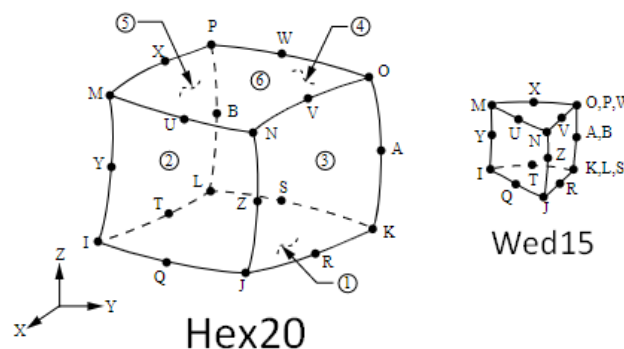


Fonte: elaborada pelo autor

Vale ressaltar que apesar de não ter havido um efetivo estudo de convergência de malha – o que por si só já configura uma pesquisa à parte –, o tamanho dos elementos foi adotado após alguns testes preliminares com o objetivo de determinar um refinamento que fornecesse uma relação custo-benefício entre esforço computacional e precisão nos resultados relativamente satisfatória.

Dessa maneira, a discretização se deu com elementos tridimensionais do tipo SOLID186 (Figura 5.15). Trata-se de um elemento de ordem quadrática, uma vez que possui nós nos seus vértices e nos pontos médios de todas as suas arestas. Ele possui três graus de liberdade em deslocamento por nó e uma variedade de formatos capaz de promover adaptações suaves às transições geométricas dos corpos modelados, tais como em arredondamentos. Neste modelo, dentre as possíveis configurações do SOLID186, a forma majoritariamente usada foi a Hex20 – elemento hexaédrico de 20 nós –, sendo subsidiada pela forma Wed15 – elemento prismático de base triangular de 15 nós – nessas transições.

Figura 5.15 – Modalidades Hex20 e Wed15 do elemento SOLID186 do ANSYS

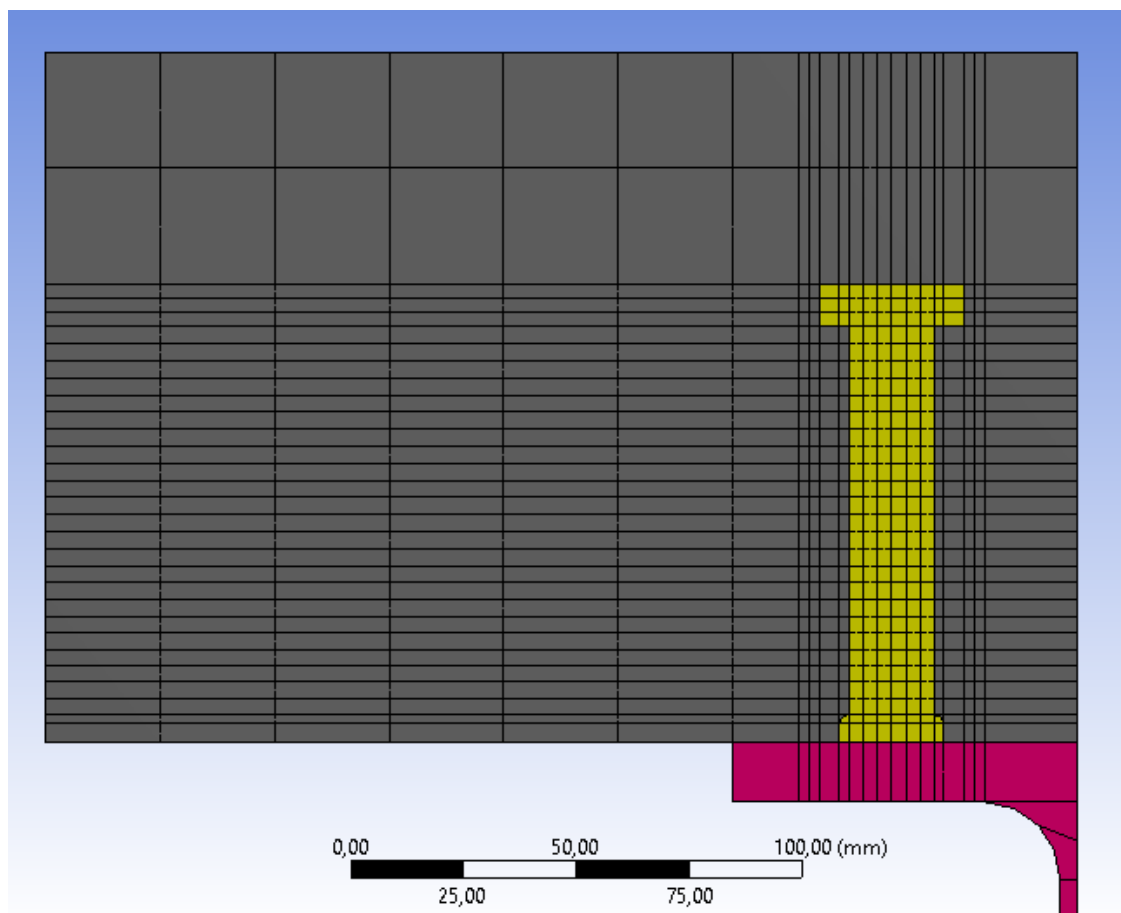


Fonte: adaptada de www.mm.bme.hu

A configuração personalizada da geração de malha do ANSYS pelo usuário possibilitou a adoção de diferentes graus de refinamento, aumentando a densidade de elementos com dimensões mais reduzidas nas regiões em que a busca por uma maior precisão nos resultados fosse mais desejada. Assim, os conectores de cisalhamento e a camada da laje de concreto de espessura igual à altura deles foram discretizados de maneira mais refinada, enquanto regiões como a alma do perfil de aço e a face superior da laje de concreto tiveram menor refinamento. Os colares de solda dos conectores de cisalhamento também tiveram maior refinamento, uma vez que se trata de uma região concentradora de tensões. Por ser plana, a interface aço-concreto (ou seja, as faces inferior da laje de concreto e superior do perfil de aço) foi discretizada com um refinamento intermediário, que se tornava maior na vizinhança das bases dos conectores de cisalhamento.

Apesar de não ser exatamente uma necessidade, para tentar melhorar a precisão dos resultados, optou-se por promover compatibilidade de malha nas interfaces entre os corpos (Figura 5.16).

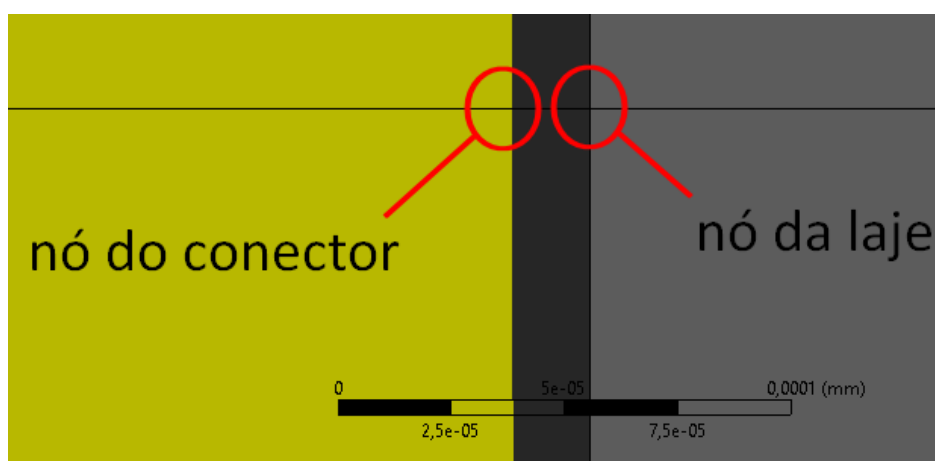
Figura 5.16 – Compatibilidade da malha nas interfaces dos corpos do modelo



Fonte: elaborada pelo autor

Embora visualmente aparente que essa compatibilidade resulte em compartilhamento de nós – o que importaria neles uma igualdade de deslocamentos que não necessariamente ocorre devido à descontinuidade da transição entre diferentes corpos e materiais –, uma vista ampliada no modelo permite observar que o ANSYS aplica automaticamente uma tolerância submilimétrica na atribuição das suas coordenadas (Figura 5.17). No entanto, no caso da interface entre o perfil de aço e os conectores de cisalhamento, foi definido que esse compartilhamento de nós efetivamente ocorresse, uma vez que a natureza soldada desse contato, em regime linear elástico e para cargas de serviço, de fato implica na continuidade de deslocamentos independente do fato de serem compostos por materiais diferentes. Essa configuração é feita ainda no SpaceClaim, reunindo os corpos do perfil e dos conectores em um mesmo grupo ao qual é atribuída a funcionalidade Share Topology.

Figura 5.17 – Tolerância aplicada pelo ANSYS para evitar compartilhamento indesejado de nós



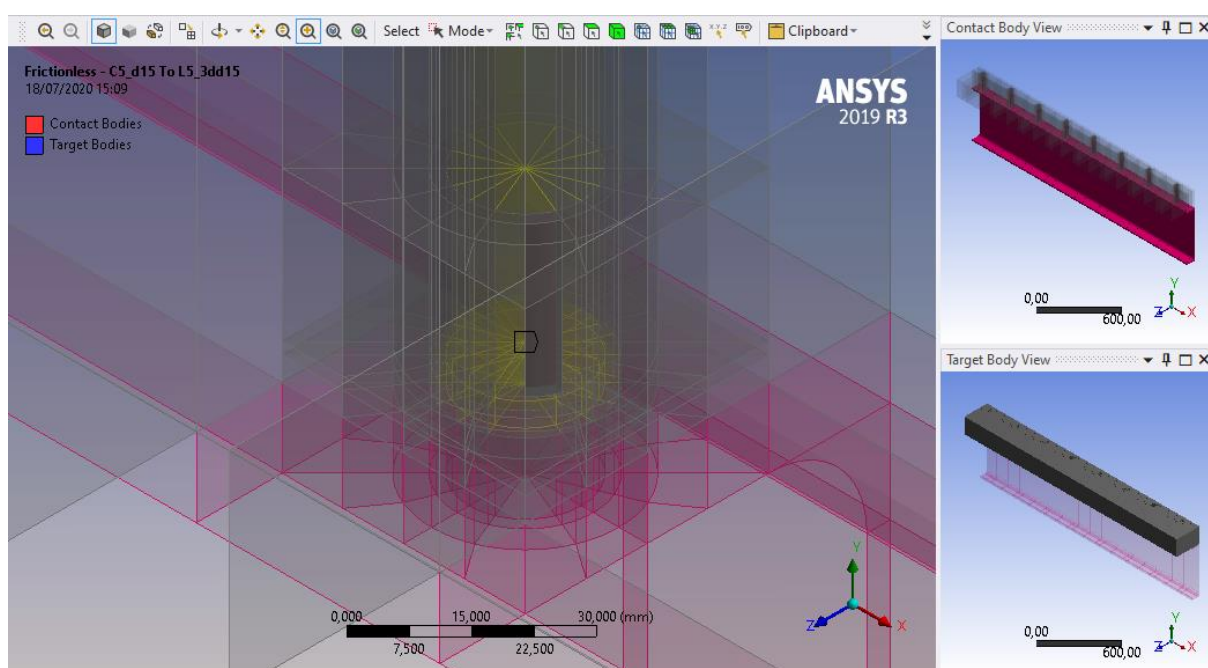
Fonte: elaborada pelo autor

5.2.2 Definição dos contatos

A modelagem com múltiplos corpos associados requer a definição de como ocorrem os contatos entre as suas superfícies. Além de evitar a ocorrência de inconsistências físicas como penetrações e separações acima de limites de tolerância que desconfiguram a simulação do problema estrutural real, a definição dos contatos também é imprescindível para a análise do fenômeno do atrito, uma vez que é nesse momento que as condições de deslizamento superficial são atribuídas. Assim, adicionalmente aos elementos provenientes do próprio modelo geométrico, o ANSYS automaticamente identifica os contatos entre corpos rígidos distintos e gera um par de elementos planos dos tipos CONTA174 e TARGE140 para cada interface de superfícies em contato.

No modelo da viga mista, foram gerados pares de elementos de contato nas interfaces da laje com o perfil e da laje com os conectores de acordo com as suas partições (Figura 5.18). Conforme já mencionado, o compartilhamento dos nós da malha configurado para a interface do perfil com os conectores faz com que a definição do contato entre eles não seja mais cabível, uma vez que nessa situação a continuidade de deslocamentos já restringe por si só a penetração, a separação e o deslizamento.

Figura 5.18 – Definição dos pares de contatos no ANSYS nas interfaces dos corpos particionados



Fonte: elaborada pelo autor

A definição dos contatos é fundamental para a compreensão de como se processam as transferências de esforços entre os corpos. Quando um corpo rígido é pressionado contra o outro, não são admitidas penetrações e ocorre a transmissão de tensões normais de compressão. Já quando um corpo rígido é “puxado” do outro, pode ocorrer separação sem nenhuma transmissão de esforços ou eles podem permanecer unidos com o desenvolvimento de tensões de tração. Por fim, quando um corpo rígido é friccionado no outro, pode ou não ocorrer deslizamento com ou sem transmissão de tensões cisalhantes.

De acordo com essas possibilidades, dentro da ferramenta Static Structural do ANSYS, existem 5 tipos de contatos possíveis de serem atribuídos aos pares de elementos gerados nessas interfaces cujos comportamentos são descritos a seguir:

- a) Bonded: impede tanto a separação dos corpos na direção normal às suas superfícies de contato quanto o deslizamento entre eles na direção tangencial, transmitindo tensões normais de tração e tensões cisalhantes, respectivamente;

- b) No Separation: impede a separação dos corpos na direção normal às suas superfícies de contato com transmissão de tensões normais de tração, mas permite o deslizamento entre eles na direção tangencial sem transmissão de tensões cisalhantes;
- c) Frictionless: permite tanto a separação dos corpos na direção normal às suas superfícies de contato quanto o deslizamento entre eles na direção tangencial, não transmitindo tensões normais de tração nem tensões cisalhantes, respectivamente;
- d) Rough: permite a separação dos corpos na direção normal às suas superfícies de contato sem transmissão de tensões normais de tração, mas impede o deslizamento entre eles na direção tangencial com transmissão de tensões cisalhantes;
- e) Frictional: permite a separação dos corpos na direção normal às suas superfícies de contato sem transmissão de tensões normais de tração. Já na direção tangencial, ocorre transmissão de tensões cisalhantes sem deslizamento até uma magnitude limite para além da qual o deslizamento se inicia e se desenvolve continuamente transmitindo essa mesma tensão de cisalhamento limite. Essa magnitude é uma fração da pressão de contato quantificada pelo coeficiente de atrito, cujo valor não negativo deve ser informado pelo usuário.

Dessa forma, para simular o procedimento experimental, à interface aço-concreto da viga mista deve ser atribuído o contato tipo Frictional, aplicando-se no coeficiente de atrito o valor determinado a partir dos próprios dados do ensaio e das formulações teóricas por meio do procedimento que será proposto posteriormente na Seção 5.4. No ANSYS, a princípio, esse valor funciona como o coeficiente de atrito estático, visto que o deslizamento só começa a ocorrer após ser superada a força de atrito correspondente ao produto entre ele e a força normal ao par de superfícies de contato. No entanto, a mudança do estado de repouso para o estado de movimento relativo ocorre com a manutenção do mesmo coeficiente de atrito entre as superfícies – ou seja, não havendo a redução de um coeficiente estático para um coeficiente cinético –, representando uma deficiência na retratação mais realista possível do fenômeno. Em outras palavras, para a configuração padrão do ANSYS, os coeficientes de atrito estático e cinético são iguais. A possibilidade dessa transição de valores só seria possível com a alteração dos códigos de programação internos do programa, procedimento que não foi realizado nesta pesquisa por simplificação do modelo.

No modelo computacional, é possível ainda extrapolar a ocorrência do deslizamento relativo da interface aço-concreto da viga mista para os seus extremos teóricos de grau de interação. Assim, a interação total (ou o comportamento real da viga mista enquanto a aderência por adesão não é quebrada) pode ser simulada com a atribuição do contato tipo Bonded,

enquanto que a interação nula pode ser simulada com a atribuição do contato tipo Frictionless (ou Frictional com coeficiente de atrito igual a zero).

Quanto aos contatos entre a laje de concreto e os conectores de cisalhamento, optou-se por considera-los do tipo Frictionless. Dessa forma, a simulação induz apenas a transferência de esforços de compressão entre esses corpos rígidos, o que proporciona as maiores tensões de cisalhamento possíveis nos conectores. Entretanto, em uma simulação mais realista (porém mais conservadora), o contato mais apropriado seria o do tipo Frictional (ou ainda Bonded para baixas cargas de serviço quando preservada a aderência por adesão), com a introdução de um outro coeficiente de atrito, sendo que para essa incógnita não são conhecidas formulações teóricas de determinação. Essa razão também justifica a opção de se considerar que o deslizamento relativo entre a laje de concreto e os fustes dos conectores de cisalhamento é restringido apenas pelo encaixe mecânico promovido pelas cabeças dos pinos. Ainda vale mencionar que caso não fosse proporcionado o compartilhamento dos nós da malha na interface do perfil com os conectores, os contatos entre eles poderiam ser simulados – com alguma perda ainda que mínima de precisão – com a adoção do contato tipo Bonded.

Conforme já mencionado, alguns tipos de contatos são fontes de não linearidade no problema do modelo. Esse é o caso dos tipos Frictionless, Rough e Frictional – os que permitem a separação dos corpos –, pois neles a área do contato muda durante a aplicação da carga. Assim, a atribuição desses contatos só pode ser realizada se o modelo apresentar restrições físicas bem definidas, pois caso contrário a convergência da solução pode nunca acontecer mesmo após inúmeras iterações. Por isso, uma recomendação ao se trabalhar com contatos não lineares é começar presumindo-os lineares (Bonded, que é a opção padrão do ANSYS, ou No Separation), solucionar o problema uma primeira vez e ir atribuindo as não linearidades aos poucos.

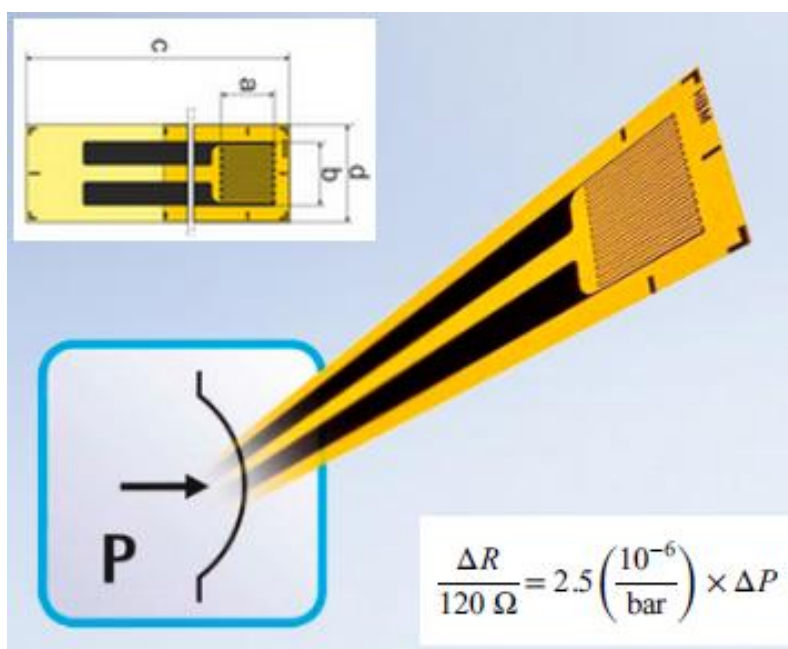
A forma como o ANSYS impõe a compatibilidade dos contatos para impedir a penetração de pontos entre os elementos do par é definida por meio da seleção de uma das formulações das quais o *software* dispõe na sua biblioteca. O programa também faz o monitoramento e controle dos contatos para avaliar se eles estão fechados ou abertos, a depender da existência ou não de separação de pontos entre os elementos do par, através da definição de um pequeno raio de tolerância, formando uma região esférica de avaliação. Esses recursos avançados são inicialmente definidos de forma automática pelo programa, podendo ser aceitos ou alterados pelo usuário.

5.3 DETERMINAÇÃO DA FORÇA ATUANTE NOS CONECTORES DE CISALHAMENTO

5.3.1 No procedimento experimental

Conforme já mencionado, para a realização do procedimento experimental de Hillhouse e Prinz (2020), os conectores de cisalhamento foram devidamente instrumentados com dispositivos eletrônicos capazes de realizar as medições necessárias para a pesquisa. Os dispositivos utilizados no ensaio foram extensômetros de lâmina medidores de pressão, calibrados para medir variação de resistência elétrica e convertê-la em variação de pressão de contato através de uma correlação matemática (Figura 5.19). Esse é o tipo de extensômetro mais adequado para medir picos de pressão transitória altamente dinâmicos, tal como ocorre com os conectores submetidos a ensaios de fadiga em flexão de vigas mistas.

Figura 5.19 – Extensômetro de lâmina medidor de pressão utilizado no procedimento experimental de Hillhouse e Prinz (2020)

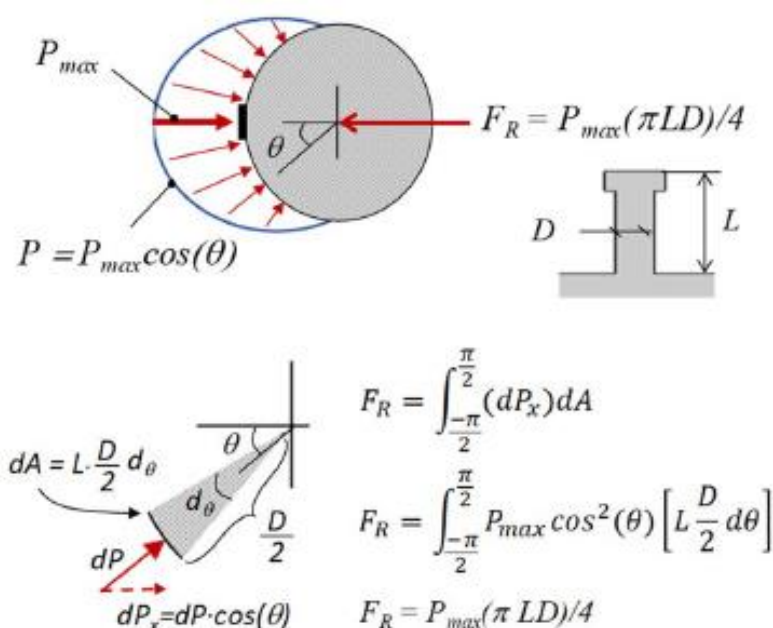


Fonte: adaptada de www.hbm.com/pt

No entanto, o pico de pressão medido pelos extensômetros ainda precisa ser interpretado sob a forma de força total aplicada no conector. Para isso, Hillhouse e Prinz (2020) recorreram à solução para o problema da distribuição de pressão de contato resultante em um cilindro rígido embutido com folga desprezível entre si e o seu material circundante, que é uma analogia aplicável ao caso similar de transferência de esforços – devido ao fluxo de cisalhamento longitudinal – do concreto para os conectores de cisalhamento por contato superficial. Nesse

problema, equações da teoria da elasticidade são utilizadas para determinar que em um cilindro rígido pressionado contra o seu material circundante na direção radial, a distribuição de pressão de contato assume a forma de um bulbo de componentes horizontais de pressão, perpendiculares à superfície curva. A intensidade de cada componente de pressão possui uma relação cossenoidal entre a pressão de pico aplicada e o seu ângulo com o eixo radial da compressão, de modo que a força total aplicada no conector pode ser obtida por meio da integração dessa distribuição de componentes de pressão ao longo da área da superfície de contato (Figura 5.20).

Figura 5.20 – Distribuição de pressão de contato assumida para o concreto sobre os conectores e a dedução da sua respectiva força resultante



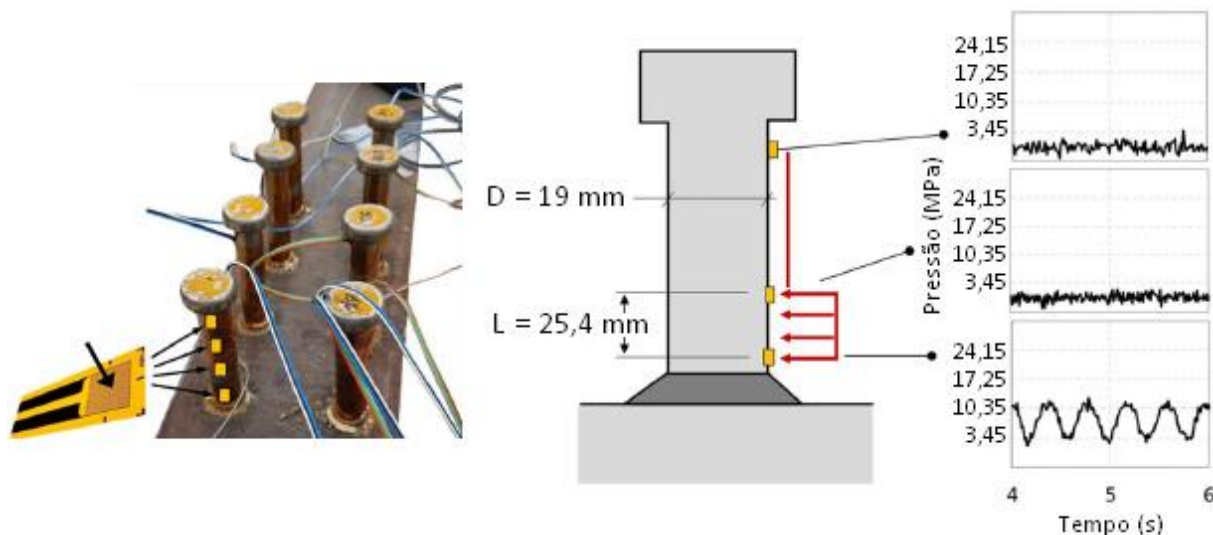
Fonte: (adaptada de HILLHOUSE B.; PRINZ G. S., 2020)

Assim, antes da concretagem, extensômetros foram fixados no eixo da superfície do fuste dos conectores monitorados do lado no qual o fluxo de cisalhamento longitudinal gerado pela carga concentrada aplicada na viga mista impõe que o concreto os pressione, permitindo a medição da pressão de pico aplicada. Nesse ensaio, foram monitorados apenas o segundo e o quarto pares de conectores de cisalhamento. Os extensômetros e suas conexões elétricas foram ainda protegidos com fita isolante específica para prevenir dano por umidade durante a concretagem (Figura 5.3).

Ao longo da altura do fuste dos conectores, múltiplos extensômetros foram fixados com a finalidade de traçar a distribuição vertical da pressão de contato e identificar a extensão da sua área de atuação (Figura 5.21). Dessa forma, após a análise dos seus resultados, Hillhouse e Prinz (2020) concluíram que, sob cargas de serviço, os conectores só experimentam pressão de contato com a laje de concreto armado na sua base, mais precisamente ao longo de uma altura

de 25,4 mm medida logo acima do seu colar de solda, para além da qual os valores de pressão medidos eram desprezíveis (Figura 5.21).

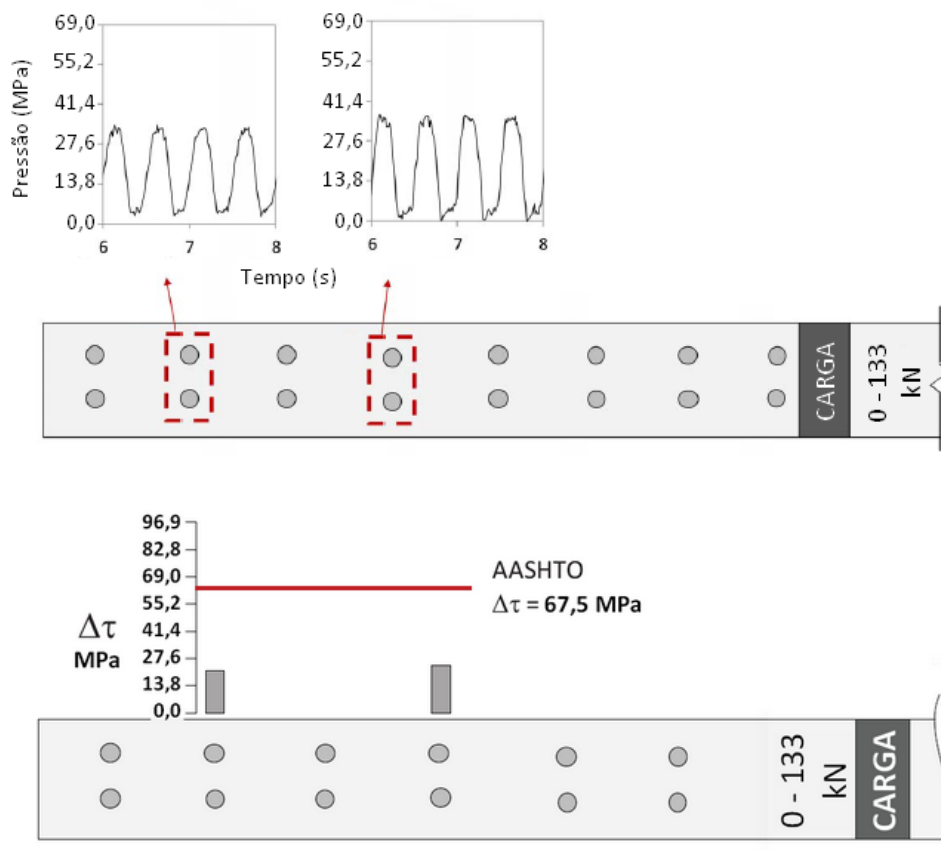
Figura 5.21 – Mapeamento da distribuição vertical da pressão de contato e da sua área de atuação



Fonte: (adaptada de HILLHOUSE B.; PRINZ G. S., 2020)

Os resultados das medições foram graficamente apresentados em termos da pressão de pico para os dois pares de conectores monitorados (Figura 5.22), que puderam ser comparados a fim de se averiguar a forma como o fluxo de cisalhamento longitudinal é dividida entre todos os conectores. Devido à proximidade dos valores obtidos nesses dois pares alternados de conectores, Hillhouse e Prinz (2020) concluíram que, seguindo o comportamento constante do diagrama de esforço cortante de uma viga isostática biapoada, conectores de cisalhamento igualmente espaçados experimentam distribuição uniforme de pressão. Assim, generalizadamente, eles apresentaram como tensão nominal média de cisalhamento medida nos conectores o valor de 22,1 MPa, comparando-o graficamente com o valor de 67,5 MPa que era esperado segundo a prescrição normativa (redução de 67,3%) – sem qualquer consideração de atrito – da AASHTO (Figura 5.22).

Figura 5.22 – Resultados das medições de pressão de contato e da tensão nominal de cisalhamento nos conectores



Fonte: (adaptada de HILLHOUSE B.; PRINZ G. S., 2020)

Vale ressaltar que a medição da força atuante nos conectores de cisalhamento em procedimentos experimentais é uma tarefa extremamente árdua devido à dificuldade de se acessar e monitorar um componente que trabalha completamente envolvido por concreto sem interferências no funcionamento dos dispositivos eletrônicos de aferição. Dessa forma, torna-se compreensível a escassez de trabalhos acadêmicos que se dedicaram a realizar tamanha empreitada.

5.3.2 Na modelagem computacional

Já em ambiente computacional, a extração dos resultados oriundos do pós-processamento do modelo é uma tarefa muito menos custosa, visto que basta apenas utilizar os comandos disponíveis no ANSYS. Para medir força, a forma mais adequada é a utilização da função Probe → Force Reaction. Essa função realiza a soma vetorial de todas as forças nodais resultantes de todos os nós compreendidos na geometria de medição selecionada pelo usuário – que podem ser corpos, faces, arestas ou vértices –, apresentando o resultado separado por

componentes (x, y e z) e total. Assim, para determinar a força de cisalhamento total em um conector, basta aplicar essa função selecionando todas as suas faces que ficam em contato com a laje de concreto, tendo como resultado a soma referente à componente da direção x.

Para fins de comparação com a medição do procedimento experimental, o mais coerente é selecionar a geometria da medição que se refere exatamente à área superficial de contato coberta pela captação dos extensômetros. Assim – conforme já mencionado –, ainda na etapa de modelagem geométrica, cada conector de cisalhamento foi particionado de modo que fosse possível selecionar apenas a face do seu fuste em contato frontal com a laje de concreto exatamente na altura de 25,4 mm acima do colar de solda. Para ser estritamente rigoroso na coleta do valor de força no conector conforme ele foi medido, ainda foi realizado o desconto do valor de força referente à aresta comum entre essa face e o colar, uma vez que o primeiro extensômetro foi fixado imediatamente acima dela. Graças a esse particionamento, ainda foi possível averiguar a pressão de contato em todas as outras regiões da superfície do conector, podendo-se mapear como a força resultante que atua sobre ele é de fato distribuída, desde a base do colar de solda até a cabeça do pino.

Ademais, a função Probe → Force Reaction também pode ser utilizada para outras medições de força de interesse desta pesquisa – tais como as forças normal e de cisalhamento ao longo da interface aço-concreto –, selecionando-se para isso a geometria de medição correspondente.

5.4 DETERMINAÇÃO DO COEFICIENTE DE ATRITO APLICADO NA MODELAGEM COMPUTACIONAL A PARTIR DO PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

A partir da teoria apresentada nas Seções 3.2 e 3.4 e dos dados de ensaio de flexão (estático ou dinâmico) em viga mista, é possível propor uma formulação para determinação indireta do coeficiente de atrito na interface aço-concreto desse sistema estrutural com a utilização de procedimentos estatísticos básicos. Se a simplificação do fenômeno da redução do fluxo de cisalhamento longitudinal nos conectores representada pela Equação (3.17) for realmente válida, então a força real nos conectores de cisalhamento da viga mista ensaiada deve ser igual à força que pode ser calculada por meio dessa mesma equação.

Tomando como verdadeira essa premissa, conforme a Equação (5.1), a força atuante real em um conector de cisalhamento é igual ao produto entre o fluxo de cisalhamento longitudinal nos conectores no vão de cisalhamento no qual ele foi instalado e o seu respectivo

comprimento de influência dividido pelo número de conectores na mesma seção transversal considerada.

$$Q_r = \frac{q_i l_{inf}}{n} \quad (5.1)$$

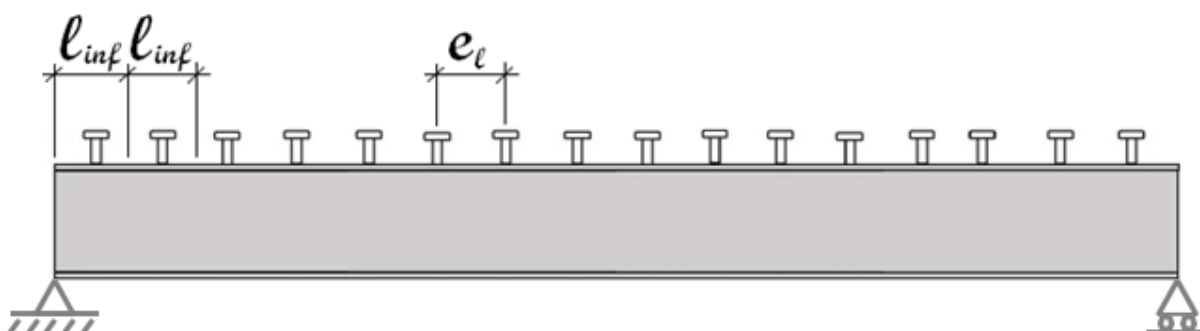
Sendo:

Q_r a força atuante real em um conector de cisalhamento;

l_{inf} o comprimento de influência do conector de cisalhamento.

A força atuante real em um conector de cisalhamento é aquela que pode ser medida em um procedimento experimental por meio da adequada instrumentação. O comprimento de influência do conector de cisalhamento é a faixa de comprimento da interface aço-concreto da viga mista correspondente a esse conector, definindo uma distribuição proporcional teórica do esforço que é transmitido ao total de conectores. Geometricamente, esse comprimento determinado pela soma das metades das distâncias entre o conector considerado e os seus adjacentes antecessor e posterior, ou ainda, para o conector de extremidade, a soma da metade da distância entre ele e seu único adjacente com a distância entre ele e o final da interface (Figura 5.23). Para conectores de cisalhamento igualmente espaçados, o comprimento de influência dos conectores internos é igual ao próprio espaçamento longitudinal entre eles, o que normalmente se repete para os conectores externos.

Figura 5.23 – Demonstração gráfica do comprimento de influência do conector de cisalhamento



Fonte: (adaptada de HILLHOUSE B.; PRINZ G. S., 2020)

Desprezando a existência do atrito, conforme a Equação (5.2), a força atuante teórica nos conectores de cisalhamento é calculada do mesmo modo, mas com o fluxo de cisalhamento longitudinal determinado na Equação (3.19).

$$Q_t = \frac{H_i I_{inf}}{n} \quad (5.2)$$

Sendo:

Q_t a força atuante teórica em um conector de cisalhamento.

Dividindo a Equação (5.1) pela Equação (5.2), substituindo os fluxos de cisalhamento de acordo com as suas respectivas Equações (3.17) e (3.19) e manipulando as expressões resultantes, é possível escrever a força real em função da força teórica conforme a Equação (5.3) e, com isso, estabelecer uma relação direta de proporcionalidade entre elas que depende unicamente das propriedades geométricas da viga mista e do coeficiente de atrito da sua interface aço-concreto.

$$Q_r = Q_t \left(1 - \frac{I_{tr} \mu}{SL_i} \right) \quad (5.3)$$

A Equação (5.3) apresenta o formato de uma função polinomial de primeiro grau – conforme a Equação (5.4) –, com coeficiente linear igual a zero e coeficiente angular conforme a Equação (5.5).

$$y = a_1 x + a_0 \quad (5.4)$$

$$a_1 = 1 - \frac{I_{tr} \mu}{SL_i} \quad (5.5)$$

Sendo:

y a variável dependente da função polinomial de primeiro grau;

a_1 o coeficiente angular da função polinomial de primeiro grau;

x a variável independente da função polinomial de primeiro grau;

a_0 o coeficiente linear da função polinomial de primeiro grau.

Finalmente, a Equação (5.5) pode ser reescrita isolando-se o coeficiente de atrito conforme a Equação (5.6).

$$\mu = \frac{(1 - a_1)SL_t}{I_{tr}} \quad (5.6)$$

Assim, para a determinação do coeficiente de atrito, é necessário um conjunto de pontos de força atuante teórica e real nos conectores de cisalhamento, realizando-se uma série de ensaios e medições variando a carga aplicada e, conseqüentemente, o esforço cortante na viga mista e o fluxo de cisalhamento longitudinal nos conectores. Desse modo, a cada ensaio corresponde um ponto experimental. Plotando o conjunto de pontos experimentais em um gráfico de dispersão, com a força teórica no eixo das abscissas e a força real no eixo das ordenadas, o coeficiente angular presente na Equação (5.6) é facilmente determinado ajustando-se uma reta através de regressão linear.

5.5 PROPOSIÇÃO DA RELAÇÃO ENTRE A FORÇA NOS CONECTORES E O COEFICIENTE DE ATRITO

Se comprovada a validade da Equação (3.17) – que representa a simplificação do fenômeno da redução do fluxo de cisalhamento longitudinal nos conectores –, então pode-se inferir que as suas premissas também são válidas. Assim, partindo dessas mesmas premissas e também com a utilização dos mesmos procedimentos estatísticos básicos descritos na Seção 5.4, é possível deduzir a relação entre a força atuante nos conectores de cisalhamento e o coeficiente de atrito da interface aço-concreto de uma viga mista.

Considerando-se o efeito do atrito, assume-se que a força que de fato atua nos conectores é igual a uma parcela da força que é determinada teoricamente desprezando-se a ocorrência desse fenômeno. Conforme a Equação (5.7), essa parcela é definida como a razão entre a força real (com atrito) e a força teórica (sem atrito) atuantes no conector.

$$\lambda = \frac{Q_r}{Q_t} \quad (5.7)$$

Sendo:

λ o fator redutor devido ao atrito.

A rigor, busca-se determinar a relação entre o fator redutor devido ao atrito e o coeficiente de atrito, a fim de que ela possa ser aplicada como um termo multiplicador às

equações das prescrições normativas teóricas de fluxo de cisalhamento longitudinal que desconsideram o atrito, sem alterá-las diretamente.

Pelas premissas do fenômeno, é intuitivo supor que a relação entre essas duas grandezas é inversa. Quanto menor for o coeficiente de atrito, maior será a força real no conector e, conseqüentemente, maior será o fator redutor devido ao atrito. Assim, conforme a Equação (5.8), quando o coeficiente de atrito é igual a zero (atrito desprezado), o fator redutor devido ao atrito é igual a 1.

$$\lambda(\mu = 0) = 1 \quad (5.8)$$

Da mesma forma, quanto maior for o coeficiente de atrito, menor será a força real no conector e, conseqüentemente, menor será o fator redutor devido ao atrito. Assim, conforme a Equação (5.9), quando o coeficiente de atrito tende ao infinito (interação total), nenhuma força é transmitida aos conectores e o limite do fator redutor devido ao atrito é igual a zero.

$$\lim_{\mu \rightarrow \infty} \lambda(\mu) = 0 \quad (5.9)$$

Portanto, percebe-se que não se trata de uma relação linear. Matematicamente, respeitando essas condições de contorno, é proposto neste trabalho que a relação entre o fator redutor devido ao atrito e o coeficiente de atrito assume a forma exponencial representada na Equação (5.10).

$$\lambda(\mu) = \frac{1}{(1 + \mu)^k} \quad (5.10)$$

Sendo:

k o expoente redutor devido ao atrito.

Dessa forma, o expoente redutor devido ao atrito é a única incógnita a ser determinada para se conhecer a descrição matemática da relação entre o fator redutor devido ao atrito e o coeficiente de atrito. No plano cartesiano, a curva correspondente à Equação (5.10) pode ser linearizada por meio da aplicação do logaritmo nos dois lados da igualdade e das suas propriedades matemáticas decorrentes, conforme a Equação (5.11).

$$\log[\lambda(\mu)] = -k[\log(1 + \mu)] \quad (5.11)$$

A Equação (5.11) apresenta o formato de uma função polinomial de primeiro grau – conforme a Equação (5.4) –, com coeficiente linear igual a zero e coeficiente angular conforme a Equação (5.12).

$$a_1 = -k \quad (5.12)$$

Finalmente, a Equação (5.12) pode ser reescrita isolando-se o expoente redutor devido ao atrito conforme a Equação (5.13).

$$k = -a_1 \quad (5.13)$$

Assim, para a determinação do expoente redutor devido ao atrito, é necessário um conjunto de pontos de coeficiente de atrito e fator redutor devido ao atrito. Nesta pesquisa, tais pontos são obtidos computacionalmente, realizando-se uma série de simulações variando o valor do coeficiente de atrito na interface aço-concreto da viga mista. Plotando o conjunto de pontos computacionais em um gráfico de dispersão, com o logaritmo da soma de 1 com o coeficiente de atrito no eixo das abscissas e o logaritmo do fator redutor devido ao atrito no eixo das ordenadas, o coeficiente angular presente na Equação (5.13) é facilmente determinado ajustando-se uma reta através de regressão linear.

6 RESULTADOS E DISCUSSÕES

6.1 COEFICIENTE DE ATRITO E VALIDADE DA EQUAÇÃO SIMPLIFICADA

Para a aplicação do procedimento descrito na Seção 5.4 – e, consequentemente, da Equação (5.6) –, o primeiro passo foi a determinação das propriedades da seção transversal mista homogeneizada, começando pelo cálculo da posição da linha neutra elástica. Essas propriedades são apresentadas na Tabela 6.1.

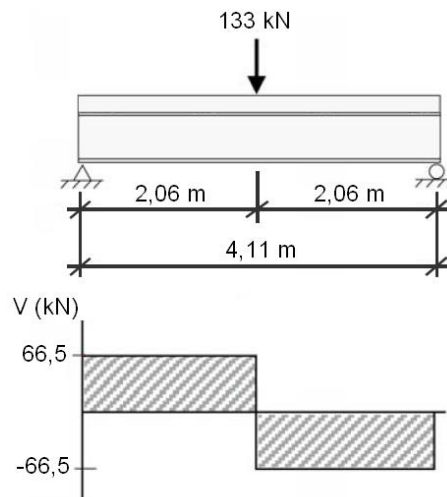
Tabela 6.1 – Propriedades geométricas da viga mista simulada calculadas em regime linear elástico

Seção transversal mista	
Razão modular	5,72
Posição da linha neutra elástica (mm)	414
Momento de inércia efetivo (m^4)	$7,10 \times 10^{-4}$
Momento estático da área comprimida de concreto transformada (m^3)	$1,42 \times 10^{-3}$

Fonte: (elaborada pelo autor com base em HILLHOUSE B.; PRINZ G. S., 2020)

No ensaio de Hillhouse e Prinz (2020), uma vez que a carga concentrada foi aplicada no meio do vão, tanto os vãos de cisalhamento quanto os seus respectivos valores de esforço cortante são iguais (Figura 6.1). O experimento aconteceu com o valor de esforço cortante igual a 66,5 kN, referente à metade da carga concentrada de 133 kN aplicada. Substituindo esse valor juntamente com os da Tabela 6.1, na Equação (3.19), foi calculado o valor de 133,19 kN/m para o fluxo de cisalhamento longitudinal em ambos os vãos de cisalhamento da viga mista, cujos comprimentos são de 2,06 m.

Figura 6.1 – Diagrama de esforço cortante da viga mista simulada

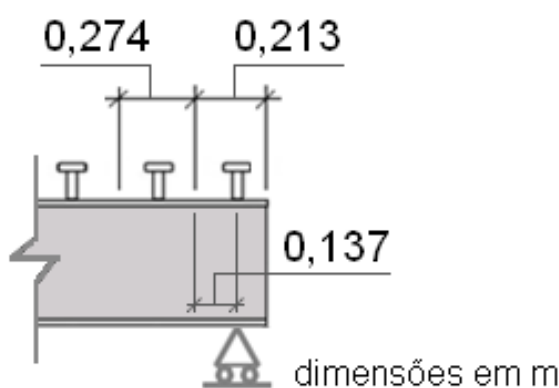


Fonte: (adaptada de HILLHOUSE B.; PRINZ G. S., 2020)

Conhecido o fluxo de cisalhamento longitudinal e sabendo que a viga mista do ensaio apresentava dois conectores na seção transversal, para a determinação da força atuante teórica em um conector de cisalhamento pela Equação (5.2) restava a indicação do comprimento de influência do conector. Como os pinos conectores eram igualmente espaçados na viga mista ensaiada, o comprimento de influência para os internos era igual ao seu próprio espaçamento longitudinal de 0,274 m. Com isso, a força atuante teórica em um conector de cisalhamento foi calculada com resultado igual a 18,27 kN.

No entanto, devem-se ressaltar o primeiro e o último pares de conectores (Figura 6.2), distantes até as suas correspondentes extremidades da viga mista com valor menor do que a metade do espaçamento longitudinal, de forma que seus comprimentos de influência seriam de apenas 0,213 m. Considerando que, pelo arranjo experimental, os conectores de extremidade ficaram exatamente alinhados com os apoios da viga mista, o comprimento de influência deles era, na verdade, ainda menor, igual apenas à metade do espaçamento longitudinal – ou seja, 0,137 m –, visto que os momentos fletores são nulos para além dos apoios, onde não se desenvolve mais fluxo de cisalhamento longitudinal. Porém, como as medições de Hillhouse e Prinz (2020) foram realizadas no segundo e quarto pares de conectores, essa particularidade dos conectores de extremidade a princípio não interfere de forma muito impactante nos objetivos desta pesquisa.

Figura 6.2 – Comprimento de influência dos conectores de extremidade da viga mista simulada



Fonte: (adaptada de HILLHOUSE B.; PRINZ G. S., 2020)

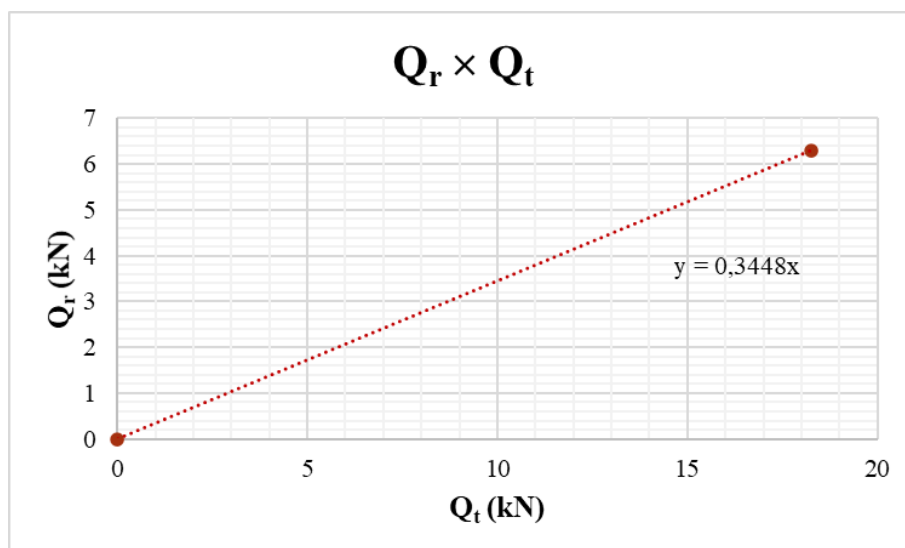
É importante ressaltar que embora a viga mista ensaiada tenha sido dimensionada de acordo com as prescrições da AASHTO para possuir o número mínimo de conectores de cisalhamento que lhe conferisse a interação completa – número esse que é o mesmo conforme a ABNT –, o alinhamento dos conectores de extremidade pode ter provocado entraves para a obtenção do grau de interação igual a 1. Tecnicamente, metade dos dois pinos das duas extremidades se encontravam fora do vão da viga mista, de forma que só é possível garantir a

participação total efetiva dos 14 pares internos na conexão de cisalhamento da interface aço-concreto. Conforme apresentado na Seção 3.4.1, a Equação (3.17) foi formulada tendo como premissa a interação total da viga mista. Porém, considerando que o grau de interação está muito próximo de 1 e considerando a dificuldade de encontrar ensaios experimentais dessa natureza, adotou-se para esta pesquisa o trabalho de Hillhouse e Prinz (2020) com interação total.

Já a força atuante real em um conector de cisalhamento foi a extraída da medição realizada no ensaio. Conforme já mencionado, Hillhouse e Prinz (2020) apresentaram esse resultado em termos de tensão nominal igual a 22,1 MPa, que ao ser multiplicada pela área da seção transversal circular do fuste do conector de cisalhamento de 19 mm de diâmetro (igual a $2,85 \times 10^{-4} \text{ m}^2$) resulta no valor de força de 6,299 kN.

Diferentemente do necessário para a aplicação da regressão linear, o experimento aconteceu com apenas um valor de esforço cortante, inviabilizando a coleta de um conjunto de pontos para plotagem em gráfico de dispersão. Assim, a única maneira de determinar o coeficiente angular é conseguir um segundo ponto fazendo uso do fato de o coeficiente linear ser igual a zero, pois com isso pode-se traçar a reta passando pela origem do plano cartesiano (Figura 6.3). Desse modo, o coeficiente angular pode ser diretamente determinado dividindo-se a força atuante real pela força atuante teórica no conector de cisalhamento, resultando em 0,3448.

Figura 6.3 – Gráfico de dispersão de força atuante real *versus* força atuante teórica no conector de cisalhamento e sua respectiva regressão linear para o procedimento de determinação do coeficiente de atrito



Fonte: elaborada pelo autor

Em posse de todas as variáveis necessárias, a aplicação da Equação (5.6) tem como resultado o coeficiente de atrito de 2,7. Em uma análise preliminar, esse valor surpreende pela

elevada magnitude, que é consideravelmente maior do que a esperada, chegando a ser quase o triplo do limite superior de 0,95 para a variação do valor do coeficiente de atrito entre o aço e o concreto que Singleton (1985) determinou experimentalmente, conforme apresentado na Seção 4.1. No entanto, antes que esse valor fosse precipitadamente descartado e a Equação (3.17) declarada inválida, apenas após a sua aplicação na simulação computacional do contato Frictional na interface aço-concreto da viga mista no ANSYS é que foi possível analisar a sua validade e a sua coerência.

Dessa forma, os resultados do ANSYS de força na área de contato do segundo e do quarto conectores de cisalhamento com a laje de concreto na altura de 25,4 mm acima do colar de solda – descontando o valor de força referente à aresta comum entre o fuste e o colar nessa região – foram de, respectivamente, 6,449 kN e 8,164 kN. A média desses valores resulta em 7,307 kN, que é apenas 16,0% superior à medição experimental de força de 6,299 kN. Essa proximidade relativa entre os valores sugere que, apesar de intrigante e dentro de uma margem de incerteza que só a regressão linear com múltiplos pontos experimentais poderia estabelecer, o coeficiente de atrito de 2,7 seja de fato válido.

Quanto à coerência desse valor, um entendimento possível sugerido é o de que ele se refere não estritamente às superfícies superior do perfil de aço e inferior da laje de concreto, mas sim à interface da viga mista como um todo, ou seja, como um sistema global. Oehlers e Seracino (2002) já pensavam que embora se trate de uma simplificação excessiva, uma maneira alternativa de visualizar a redução no fluxo de cisalhamento transmitido aos conectores devido ao atrito é considerar a laje de concreto como um corpo rígido que desliza sobre os conectores em um vão de cisalhamento, e que embora pudesse haver concentrações locais de atrito na interface resistindo ao deslizamento da laje, a redução é espalhada uniformemente ao longo do vão. Assim, de acordo com esse entendimento, essas concentrações locais de atrito seriam promovidas pelos próprios conectores de cisalhamento, que podem ser vistos como sendo “macrosaliências” com encaixe perfeito nas “macroreentrâncias” que são os volumes vazios da laje formados pelo concreto ainda fluido que contornou os pinos no momento da concretagem. Com isso, além da rugosidade propriamente dita das faces do aço e do concreto – que também possui encaixe perfeito quando a laje é concretada diretamente sobre a mesa do perfil já no seu local de utilização permanente –, a existência dos conectores de cisalhamento funciona como uma “macrorugosidade”, de modo que eles atuam não apenas promovendo aderência mecânica com a sua resistência, mas também aderência por atrito com a sua rigidez.

Portanto, a Equação (3.17) – que representa justamente a simplificação do fenômeno da redução do fluxo de cisalhamento longitudinal nos conectores – também pode ser considerada

como válida desde que se mude o conceito do coeficiente de atrito que ela tem como uma das suas variáveis, conforme a Equação (6.1).

$$q_i = V_i \left(\frac{S}{I_{tr}} - \frac{\mu_{fic}}{L_i} \right) \quad (6.1)$$

Sendo:

μ_{fic} o coeficiente de atrito fictício da interface aço-concreto da viga mista.

O coeficiente de atrito fictício da interface aço-concreto da viga mista considera o atrito distribuído ao longo das superfícies e as concentrações de atrito provocadas pelos próprios pinos conectores. O valor de 2,7 seria, então, uma abstração para o coeficiente de atrito cinético entre as superfícies superior do perfil de aço e inferior da laje de concreto da viga mista ensaiada imaginando que os conectores fossem virtualmente retirados e, em seu lugar, as suas concentrações de atrito fossem uniformemente distribuídas em toda a área da interface. Com isso, conforme a Equação (6.2) proposta neste trabalho, é sugerido que o coeficiente de atrito fictício de 2,7 seja o resultado de uma média aritmética ponderada do coeficiente de atrito cinético entre as superfícies do perfil de aço e da laje de concreto com o coeficiente de atrito equivalente de cada conector de cisalhamento, sendo o peso de cada valor a sua correspondente área na interface (Figura 6.4).

$$\mu_{fic} = \frac{\sum (\mu_{eq,Ci} A_{Ci}) + \mu_{c,sup} A_{int}}{\sum A_{Ci} + A_{int}} \quad (6.2)$$

Sendo:

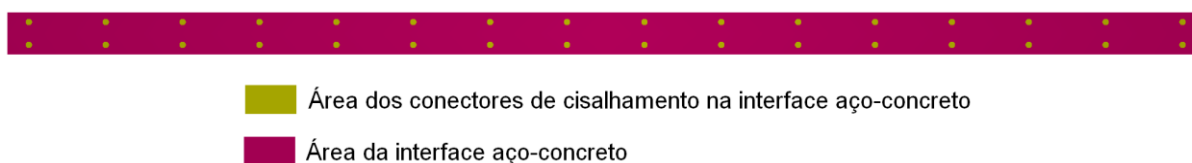
$\mu_{eq,Ci}$ o coeficiente de atrito equivalente do conector de cisalhamento i;

A_{Ci} a área do conector de cisalhamento i na interface aço-concreto;

$\mu_{c,sup}$ o coeficiente de atrito cinético entre as superfícies do perfil de aço e da laje de concreto;

A_{int} a área da interface aço-concreto.

Figura 6.4 – Áreas na interface para o cálculo do coeficiente de atrito fictício



Fonte: elaborada pelo autor

Supõe-se ainda que o coeficiente de atrito equivalente de cada conector de cisalhamento deva depender da configuração geral de rigidez dos pinos em termos dos fatores de quantidade, distribuição, diâmetro, comprimento e material, além de aspectos particulares como deslocamento vertical e rotação da seção transversal na posição ocupada por cada um individualmente no vão de cisalhamento, dentre outros parâmetros possíveis de exercer alguma influência na determinação do seu valor. É interessante notar ainda que o coeficiente de atrito fictício determinado pelo procedimento proposto depende do comprimento do vão de cisalhamento, de modo que caso a carga concentrada não fosse aplicada exatamente no meio do vão da viga mista, seriam calculados dois valores: um para a esquerda e outro para a direita da carga.

6.2 INVESTIGAÇÃO DA TRANSMISSÃO DE ESFORÇOS NA INTERFACE AÇO-CONCRETO

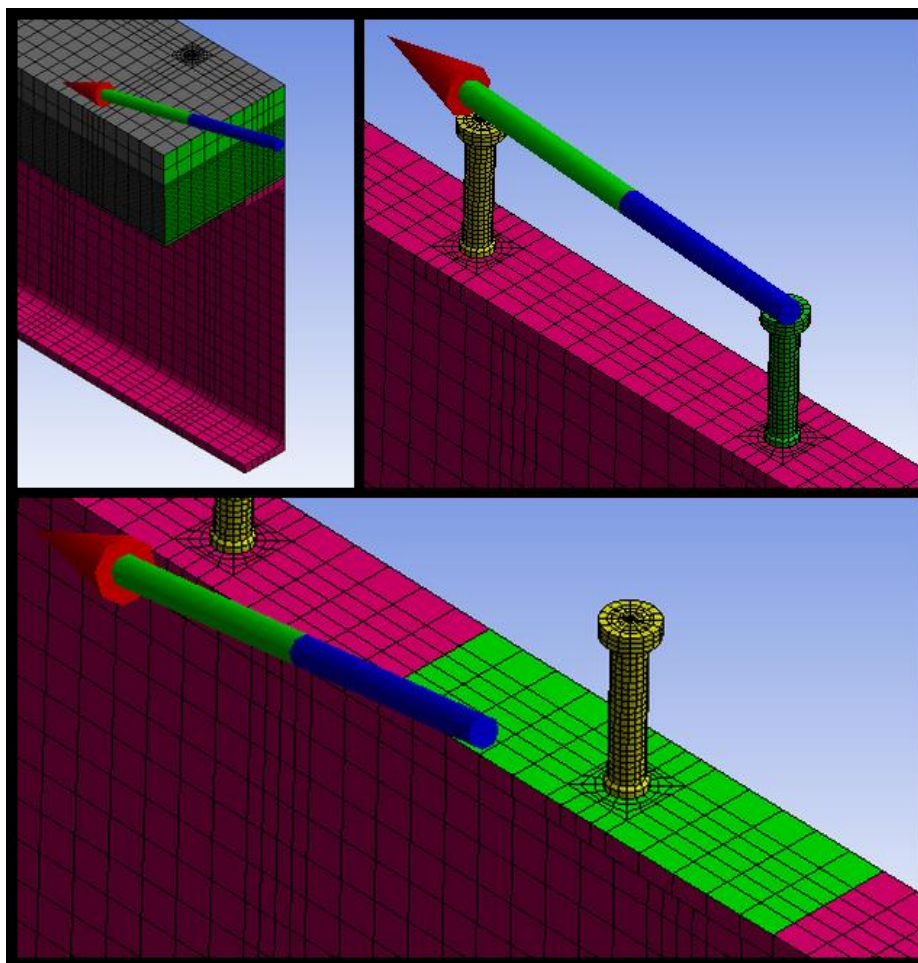
A declaração de validade do valor de coeficiente de atrito determinado e da Equação (6.1) tem como consequência indireta a consideração de validade da própria simulação computacional. Nesse ambiente virtual, foi possível a realização de observações e análises, bem como a obtenção de valores de outras grandezas que vão além das que foram determinadas experimentalmente por Hillhouse e Prinz (2020). Dessa forma, a maioria das avaliações feitas nesta seção consiste em uma extrapolação da análise experimental sem qualquer base de comparação, mas que ainda assim permite a sugestão dos entendimentos que são aqui discutidos.

Assim, o modelo numérico no qual o contato da interface aço-concreto foi definido como Frictional com coeficiente de atrito igual a 2,7 é admitido como sendo a simulação que representa com maior verossimilhança o comportamento real do momento do ensaio da viga mista de Hillhouse e Prinz (2020) no qual a carga concentrada variável é aplicada com o seu valor máximo. Além desse modelo, foram executadas as simulações com contato tipo Bonded e tipo Frictionless, cuja relevância se justifica por serem os extremos do aspecto do atrito, nos quais as formulações teóricas e os seus equacionamentos de análise e dimensionamento foram

concebidos. Vale ressaltar que a simulação de contato tipo Frictionless é tão abstrata quanto a simulação tipo Bonded, pois sendo o coeficiente de atrito fictício definido pela Equação (6.2), mesmo que fosse possível promover atrito superficial nulo na interface, o seu valor matematicamente possível de 0 não é fisicamente atingível visto que os conectores sempre terão alguma rigidez.

A investigação da transmissão de esforços começa com a análise do comportamento local da interface aço-concreto no que diz respeito ao conjunto de conectores e ao par de superfícies de contato. A Tabela 6.2 apresenta os valores calculados pela teoria (para a interação completa) e extraídos do pós-processamento do ANSYS nas três simulações para a força na laje de concreto (considerando meia viga mista), para as forças totais nos conectores de cisalhamento, para as forças de atrito e para as forças normais nas suas respectivas áreas de influência (Figura 6.5). A força na laje de concreto é referente à meia viga mista de acordo com a relação de simetria, e as forças totais nos conectores são referentes a todas as faces e arestas de contato do pino e do colar de solda com a laje.

Figura 6.5 – Obtenção das forças na laje, nos conectores e na interface através do ANSYS



Fonte: elaborada pelo autor

Tabela 6.2 – Força na laje de concreto, forças totais nos conectores de cisalhamento, forças de atrito e forças normais pela teoria e pela modelagem computacional

Conector	x (mm)	Teoria			Modelo Frictional ($\mu_{fic}=2,7$)		
		Força total no conector (kN)	Força de atrito (kN)	Força normal (kN)	Força total no conector (kN)	Força de atrito (kN)	Força normal (kN)
C1	0,00	9,134	0,000	66,500	5,949	7,724	5,140
C2	274,32	18,268	0,000	66,500	11,838	3,649	1,687
C3	548,64	18,268	0,000	66,500	14,694	1,950	0,782
C4	822,96	18,268	0,000	66,500	15,119	2,097	0,844
C5	1097,28	18,268	0,000	66,500	14,426	2,308	0,968
C6	1371,60	18,268	0,000	66,500	12,595	3,157	1,418
C7	1645,92	18,268	0,000	66,500	8,890	8,134	5,068
C8	1920,24	18,268	0,000	66,500	4,603	9,197	21,700
Total		137,010	0,000	-	88,114	38,216	-
		137,010			126,330		
Força na laje de concreto (kN)		137,010			126,330		

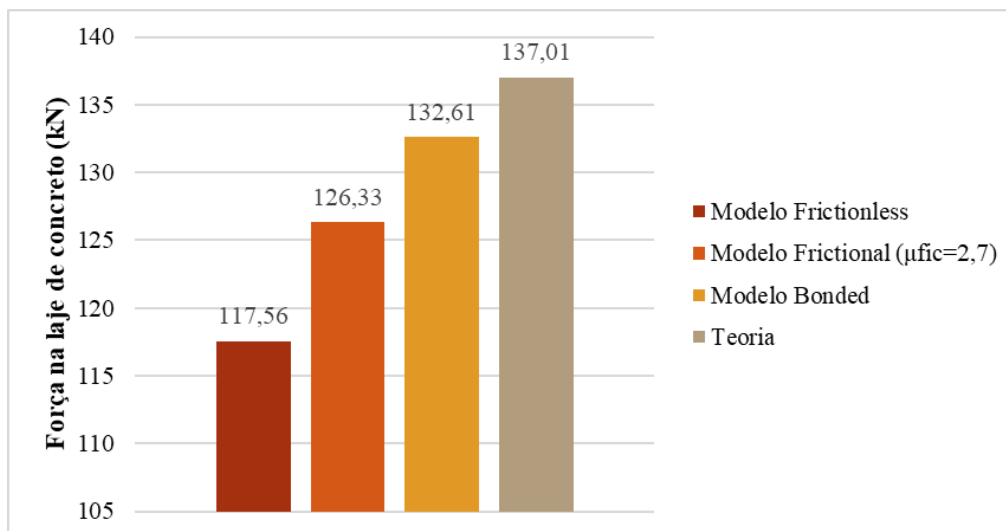
Conector	x (mm)	Modelo Frictionless			Modelo Bonded		
		Força total no conector (kN)	Força de atrito (kN)	Força normal (kN)	Força total no conector (kN)	Força de atrito (kN)	Força normal (kN)
C1	0,00	11,968	0,000	4,855	1,646	6,536	4,314
C2	274,32	16,069	0,000	1,926	3,094	14,257	2,626
C3	548,64	17,291	0,000	0,950	3,342	15,684	0,877
C4	822,96	17,338	0,000	0,906	3,273	15,215	0,824
C5	1097,28	16,824	0,000	0,970	3,229	14,723	0,589
C6	1371,60	15,852	0,000	1,326	3,268	14,573	0,052
C7	1645,92	14,075	0,000	4,955	3,508	15,228	4,871
C8	1920,24	8,143	0,000	22,088	3,081	11,953	21,827
Total		117,560	0,000	-	24,441	108,169	-
		117,560			132,610		
Força na laje de concreto (kN)		117,560			132,610		

Fonte: elaborada pelo autor

O primeiro fato a ser constatado com a observação da Tabela 6.2 é que a força na laje de concreto – que em todos os modelos foi igual à soma das forças nos conectores com as forças de atrito – é maior à medida que se aumenta o coeficiente de atrito. Assim, é possível visualizar um comportamento gradativo na sua variação conforme altera-se o contato, visto que o modelo Frictional com coeficiente de atrito 2,7 se apresentou adequadamente como um caso

intermediário entre os modelos Frictionless e Bonded (Figura 6.6). Vale ressaltar que essa força na laje de concreto refere-se à resultante da distribuição prismática de tensões de compressão perpendicular à seção transversal da viga mista aplicada no seu centro geométrico (Figura 3.8).

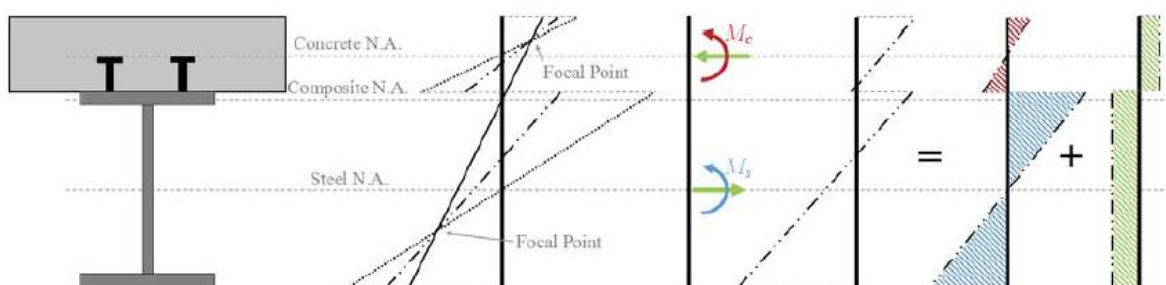
Figura 6.6 – Variação da força na laje de concreto entre a teoria e os modelos



Fonte: elaborada pelo autor

Com isso, começa-se a entender a influência não só da aderência mecânica, mas também da aderência por atrito na interação da seção transversal mista. De acordo com Oehlers e Seracino (2002), ao ser flexionada, a viga mista desenvolve os esforços resistentes internos de momento fletor no concreto, momento fletor no aço e uma terceira parcela denominada momento fletor misto gerada pelo binário de forças no concreto e no aço que são devidas à interação de cisalhamento na interface (Figura 6.7).

Figura 6.7 – Momento fletor misto devido à interação de cisalhamento



Fonte: (PORTER, 2017)

Ao ser adicionado às parcelas do concreto e do aço, o momento fletor misto é responsável por definir os perfis de distribuição de deformações e tensões da seção transversal mista, sendo a sua magnitude dependente do grau de interação (Figura 3.3). A interação da seção transversal mista é influenciada pelas três espécies de aderência da interface, de modo

que mesmo mantendo inalterada a parcela mecânica referente à resistência dos conectores (conexão de cisalhamento), a alteração da parcela de atrito – seja referente à rigidez dos mesmos ou à rugosidade das superfícies – tem como consequência, entre outras, a variação percebida na força na laje de concreto.

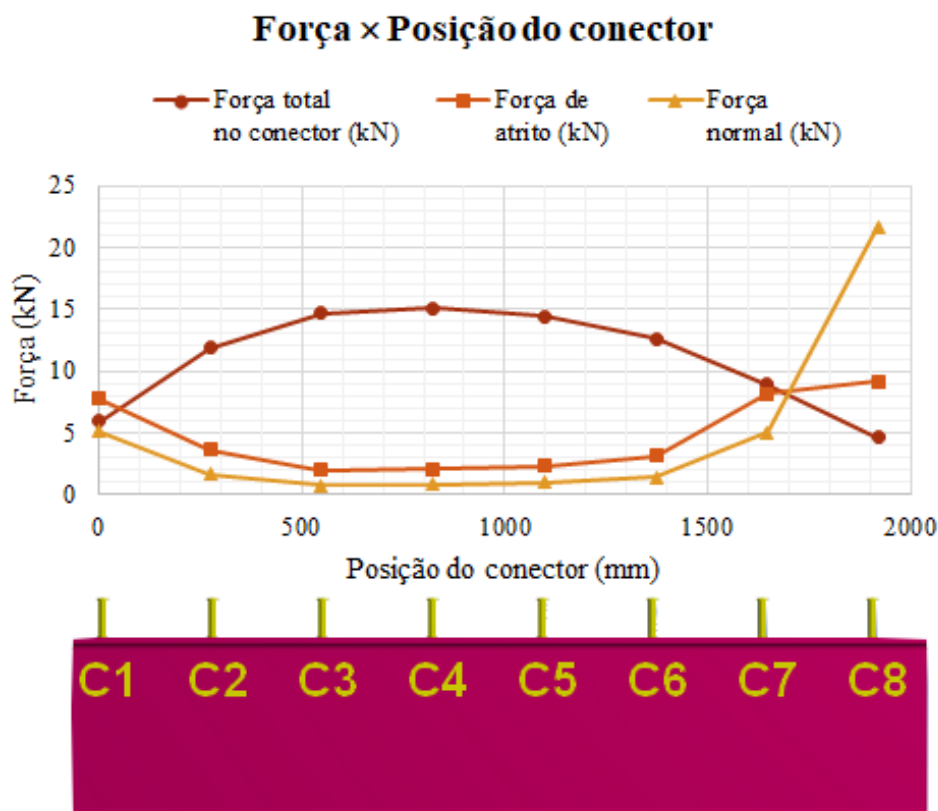
Ambos os modelos apresentaram valores de força na laje de concreto menores do que o calculado pela teoria (Figura 6.6). Teoricamente, essa força é o resultado do produto entre o vão de cisalhamento e o seu respectivo fluxo de cisalhamento longitudinal (Figura 3.32), que por sua vez – conforme a Equação (3.19) – depende apenas do esforço cortante nesse vão de cisalhamento e das propriedades geométricas da seção transversal homogeneizada. Dessa forma, a teoria não considera que a força na laje de concreto – componente do binário que gera o momento fletor misto (Figura 6.7) – também varie com a interação de cisalhamento na interface, o que se mostrou acontecer. De fato, embora o fluxo de cisalhamento longitudinal tenha sido definido para uma seção transversal homogênea (Figura 3.8), na sua aplicação a seções transversais mistas – conforme a Equação (3.12) – o momento de inércia efetivo apenas considera a conexão de cisalhamento na interface, para a qual o atrito é irrelevante.

No caso do modelo Bonded, que deveria simular com maior precisão a situação teórica, é possível supor pelo menos duas causas razoáveis para a diferença nos valores de força na laje de concreto. A primeira e talvez menos significativa delas é a diferença na natureza das abordagens, pois enquanto o valor teórico foi calculado com base no comportamento de barra da viga – comumente adotado na análise de estruturas cujo comprimento é muito maior do que as dimensões de altura e largura da seção transversal –, o valor do modelo Bonded foi obtido pela formulação do MEF para elementos tridimensionais. Além disso, o valor teórico foi calculado considerando não uma seção transversal mista, mas sim a seção transversal homogeneizada. Caso tivesse sido feita a modelagem tridimensional da viga como um único corpo, de um único tipo de aço como material e com a geometria da seção transversal composta pelo perfil W com a área retangular equivalente de concreto comprimido convertido em aço, provavelmente o valor desse modelo – no qual nem sequer existiriam contatos – seria mais próximo ao valor teórico. Ou ainda, caso a modelagem ocorresse com o perfil de aço e a laje de concreto, mas sem os conectores de cisalhamento e com o contato Bonded aplicado a toda a interface, supõe-se também maior similaridade no resultado. Com isso, começa-se a compreender também a influência da rigidez dos conectores de cisalhamento no comportamento global da aderência na interface, uma vez que é nas localidades dos seus colares de solda que surgem lacunas localizadas ou concentradas no padrão homogêneo do contato definido para conter coeficiente de atrito tendente ao infinito.

A segunda constatação feita observando-se a Tabela 6.2 é que, contrariando as premissas da formulação da Equação (3.17) para a redução do fluxo de cisalhamento longitudinal nos conectores e, conseqüentemente, as condições de contorno representadas pelas Equações (5.8) e (5.9), a força atuante no conector de cisalhamento não é igual (mas sim inferior) à teórica no modelo Frictionless nem é igual (mas sim superior) a zero no modelo Bonded. No caso do modelo Frictionless, essa divergência se deve justamente à mesma razão da força na laje de concreto, que é igual ao somatório da força nos conectores, uma vez que não há resistência ao atrito na interface. Já no caso do modelo Bonded, o que se percebe é que, apesar de serem maiores do que zero, as forças transmitidas aos conectores possuem intensidades baixas. No modelo com elementos tridimensionais, é possível notar que a perfeita adesão das superfícies do aço e do concreto não impede que os conectores sofram deformações possivelmente decorrentes da distorção da seção transversal, fazendo-os absorver alguma parcela dos esforços cisalhantes da interface, de modo que o esforço já começa a ser transmitido aos pinos antes mesmo da ocorrência de qualquer deslizamento.

As próximas descobertas realizadas ao se observar os valores do modelo Frictional na Tabela 6.2 se tornam mais evidentes com a sua representação gráfica (Figura 6.8).

Figura 6.8 – Representação gráfica da distribuição das forças nos conectores, de atrito e normal na viga mista simulada



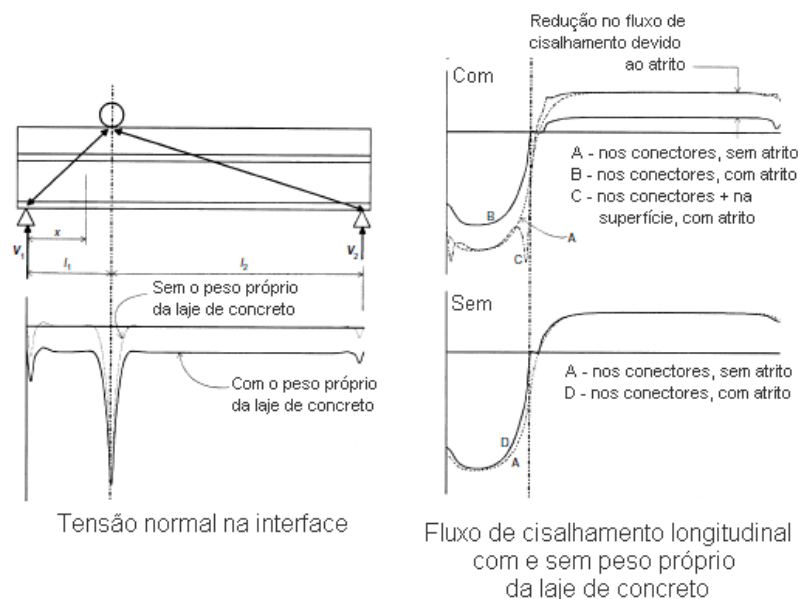
Fonte: elaborada pelo autor

Para as forças nos conectores, apesar de – excetuando-se o C1 – terem comprimentos de influência iguais, percebe-se que não há uniformidade na distribuição. Embora tal descoberta esteja em desacordo com as conclusões de Hillhouse e Prinz (2020), é preciso salientar que elas foram obtidas a partir da medição dos dois pares de conectores C2 e C4 (apenas eles), e que mesmo assim a representação gráfica desses resultados (Figura 5.22) visualmente já permitia notar que se tratavam de valores diferentes, possivelmente a razão pela qual os autores optaram por apresentar um único valor numérico referente à sua média aritmética. Essa também constitui uma evidência de que cada pino se comporta de maneira individual em termos de deformação de acordo com o deslocamento vertical e a rotação/distorção da seção transversal na qual está posicionado.

De acordo com a distribuição de forças (Figura 6.8), o conector C4 é o mais solicitado. Além disso, percebe-se que os conectores mais próximos das seções transversais do apoio (C1) e da aplicação da carga (C8) são os que apresentam os valores mais reduzidos de força, que vai aumentando à medida que os conectores se afastam delas. Justamente nas áreas da interface referentes aos conectores C1 e C8 são registradas as maiores forças de atrito e – coerentemente com a Lei de Coulomb representada na Equação (2.7) – forças normais ao par de superfícies de contato da mesa superior do perfil de aço e da laje de concreto. Dessas observações, evidencia-se que, diferentemente do considerado nas premissas de formulação a Equação (3.17), a distribuição da força normal na interface (Figura 6.8) não segue o mesmo comportamento constante por vão de cisalhamento do diagrama de esforço cortante da viga mista.

Aqui, mais uma vez, os resultados da simulação computacional vão ao encontro das conclusões de Oehlers e Seracino (2002) (Figura 6.9). A carga concentrada e as reações de apoio induzem pressões de contato locais na interface muito altas, travando a viga nessas regiões cuja vizinhança abrange os conectores mais beneficiados pelo efeito do atrito. As regiões com as maiores pressões de contato atraem a maior porção do fluxo de cisalhamento, permitindo que o deslizamento ocorra mesmo onde o atrito é alto e reduzindo o fluxo relativamente uniforme que é resistido pelos demais conectores. Vale ressaltar que o peso próprio da laje de concreto aumenta a pressão de contato na interface e melhora o efeito do atrito de forma distribuída nos vãos de cisalhamento da viga mista, mas pelo posicionamento horizontal do ensaio de Hillhouse e Prinz (2020) (Figura 5.4) todo esse efeito é devido exclusivamente à carga concentrada aplicada.

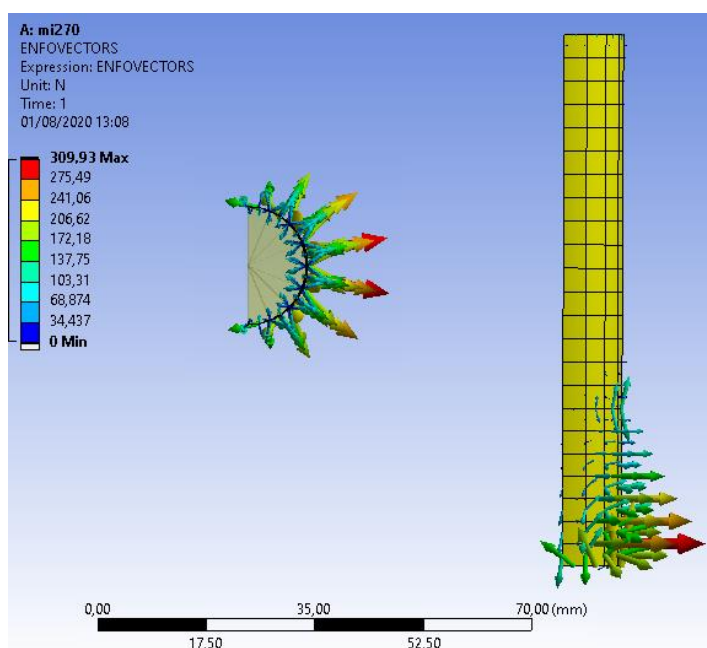
Figura 6.9 – Tensão normal na interface e redução no fluxo de cisalhamento devido ao atrito com e sem a colaboração do peso próprio da laje de concreto



Fonte: (adaptada de OEHLERS; SERACINO, 2002)

Discutido o comportamento local da interface aço-concreto da viga mista simulada no que diz respeito ao conjunto de conectores e no par de superfícies de contato, a análise adentra mais profundamente no comportamento local do conector como ente individual, tendo como objeto de discussão os resultados do modelo Frictional. No pós-processamento do ANSYS, é possível visualizar a distribuição vetorial das forças nodais na face frontal do fuste do conector de cisalhamento C4 (Figura 6.10).

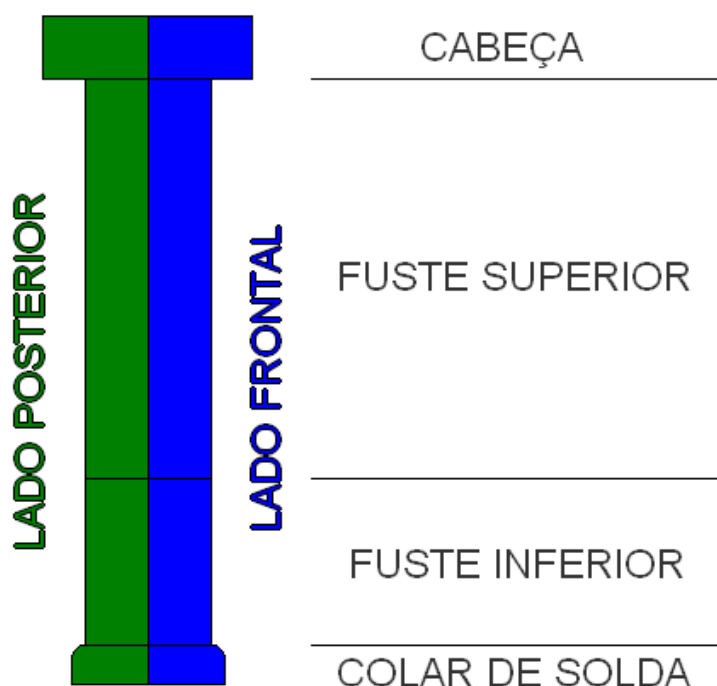
Figura 6.10 – Distribuição vetorial das forças nodais na face frontal do fuste do conector de cisalhamento C4



Fonte: elaborada pelo autor

Nessa representação, a distribuição horizontal é coerente com o bulbo do problema da distribuição de pressão de contato resultante em um cilindro rígido embutido com folga desprezível entre si e o seu material circundante (Figura 5.20) considerado por Hillhouse e Prinz (2020) e a distribuição vertical também corrobora com as conclusões dos autores quanto à concentração de intensidade nas proximidades do colar de solda (Figura 5.21). Quanto à distribuição vertical de força no conector, por conta da sua modelagem geométrica particionada (Figura 5.7), foi possível realizar o seu mapeamento por regiões, verificando a intensidade das suas parcelas no colar de solda, na parte inferior do fuste (de altura igual à 25,4 mm), na parte superior do fuste e na cabeça do pino, nos seus lados frontal e posterior em relação à força na laje de concreto (Figura 6.11).

Figura 6.11 – Regiões do mapeamento da distribuição vertical de força no conector



Fonte: elaborada pelo autor

Esse mapeamento é apresentado na Tabela 6.3 para os conectores C2 e C4, destacando-se as forças correspondentes às arestas comuns entre as faces dessas regiões e à aresta limite entre o conector e a mesa superior do perfil de aço. O somatório de todas essas parcelas de força resulta nos valores já apresentados na Tabela 6.2 como força total no conector. O sinal positivo significa que a força está no mesmo sentido da força na laje de concreto, ou seja, partindo do meio do vão até o apoio da esquerda.

Tabela 6.3 – Mapeamento de forças nos conectores C2 e C4

Região	Forças em C2 (kN)			Forças em C4 (kN)		
	Lado posterior	Lado frontal	Total	Lado posterior	Lado frontal	Total
Cabeça	-0,208	0,232	0,024	-0,637	0,650	0,013
Aresta comum	-0,018	0,016	-0,002	-0,036	0,036	0,000
Fuste superior	-0,831	0,459	-0,372	-1,269	0,729	-0,540
Aresta comum	0,000	0,101	0,101	0,000	0,120	0,120
Fuste inferior	-0,010	6,348	6,338	-0,013	8,044	8,031
Aresta comum	-0,006	0,266	0,260	-0,007	0,334	0,327
Colar de solda	0,000	4,586	4,586	0,005	6,015	6,020
Aresta limite	-0,014	0,917	0,903	-0,017	1,165	1,148
Total	-1,087	12,925	11,838	-1,974	17,093	15,119

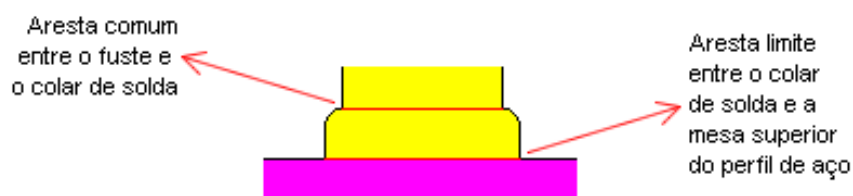
Fonte: elaborada pelo autor

Através do mapeamento de forças dos conectores C2 e C4, são realizadas as seguintes observações:

- No lado posterior dos conectores de cisalhamento, também existem forças de contato que pressionam a laje de concreto contra eles. Essas forças são menos intensas na base, aumentando ao longo do comprimento do pino e chegando a ser maior do que a parcela do lado frontal na parte superior do fuste, chegando a inverter a direção da distribuição de esforço conforme o comportamento descrito na Seção 3.3.4 (Figura 3.20);
- Descontando-se as forças na aresta comum entre o fuste e o colar de solda, a soma das parcelas frontal e posterior do fuste com a cabeça do pino (6,089 kN para C2 e 7,624 kN para C4, com média de 6,857 kN), de fato, é praticamente igual à força que atua apenas no lado frontal da parte inferior do fuste (6,449 kN para C2 e 8,164 kN para C4, com média de 7,307 kN) – região na qual foram realizadas as medições de força tomadas como referente a todo o conector no ensaio de Hillhouse e Prinz (2020) –, sendo esta apenas 6,6% superior àquela. No entanto, a pequena diferença entre esses valores tem como consequência alguma redução na precisão do cálculo do coeficiente de atrito fictício;
- O colar de solda e suas arestas (Figura 6.12) absorvem e concentram (Figura 6.13) grande parte do esforço total transmitido ao conector (48,6% em C2 e 49,6% em C4), parcela essa que não foi identificada e – consequentemente – nem medida por Hillhouse e Prinz (2020). As forças na aresta comum entre o colar de solda e o fuste atuam provocando tensão de cisalhamento na área circular da seção transversal do

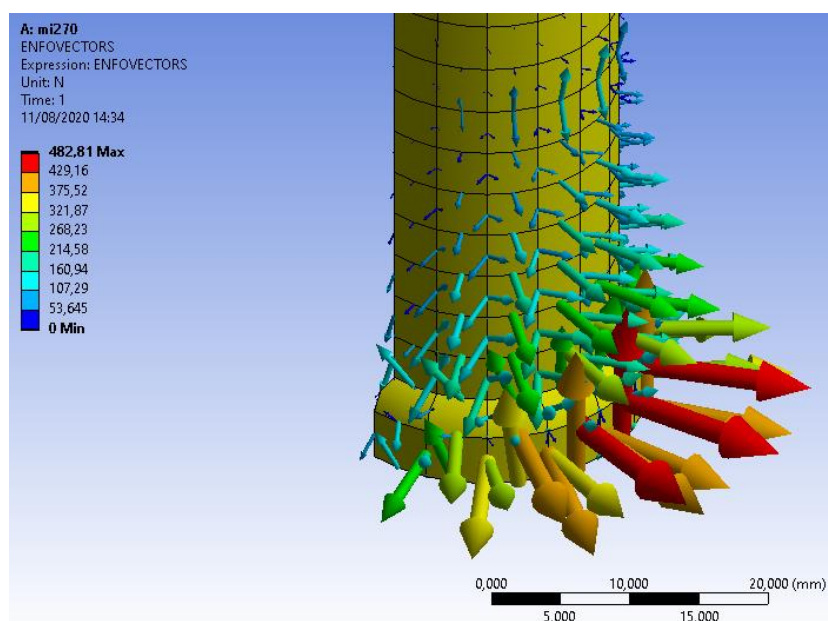
fuste (19 mm de diâmetro). Já a tensão de cisalhamento provocada na área circular da seção transversal do colar de solda (23 mm de diâmetro), por sua vez, é devida à soma dessa força que atua na área do fuste com a parcela que atua no próprio colar. Conforme o entendimento do conector de cisalhamento como viga em balanço com engaste fixo na base apresentado na Seção 3.3.4 (Figura 3.20), a parcela de força referente à aresta limite entre o colar de solda e a mesa superior do perfil de aço é diretamente aplicada ao que seria o apoio do conector, não contribuindo para a tensão cisalhante no colar de solda. Por isso, é mais adequado que essa parcela seja contabilizada junto à força de atrito da área de influência do conector.

Figura 6.12 – Arestas do colar de solda



Fonte: elaborada pelo autor

Figura 6.13 – Concentração de esforços no colar de solda do conector de cisalhamento C4



Fonte: elaborada pelo autor

Portanto, fica estabelecida a existência de duas tensões nominais de cisalhamento, que começam de forma concentrada nas arestas superior e inferior do colar de solda e configuram os dois possíveis modos de falha por fadiga do conector tipo pino com cabeça em uma viga mista submetida a momentos fletores positivos, apresentados na Seção 3.3.5 (Figura 3.25): um referente à área do fuste (modo A) e outro à área do colar (modo B). Embora a área da seção

transversal circular do colar de solda seja sempre maior do que a do fuste, a força cortante naquela também é maior do que a nesta, não necessariamente na mesma proporção. Desse modo, não é possível estabelecer que um desses modos de falha sempre será mais danoso que o outro, devendo essa dupla análise ser realizada a cada caso. Para a viga mista simulada, a análise apresentada na Tabela 6.4 mostra que todos os conectores são mais suscetíveis ao modo B de falha por fadiga, uma vez que é nele que as tensões cisalhantes são maiores.

Tabela 6.4 – Forças cortantes e tensões nominais de cisalhamento para os dois modos de falha por fadiga nos conectores da viga mista simulada

Modo de falha por fadiga		C1	C2	C3	C4	C5	C6	C7	C8
A	Área (cm²)								
	2,85								
B	Força (kN)	3,294	6,349	7,720	7,951	7,605	6,725	4,960	2,698
	Tensão (MPa)	11,6	22,3	27,1	27,9	26,7	23,6	17,4	9,5
A	Área (cm²)								
	4,17								
B	Força (kN)	5,523	10,935	13,560	13,971	13,316	11,637	8,267	4,311
	Tensão (MPa)	13,2	26,2	32,5	33,5	31,9	27,9	19,8	10,3

Fonte: elaborada pelo autor

Dessa forma, analisando pelo conector C4, o efeito benéfico do atrito promoveu nele a transmissão de força de 13,971 kN, reduzindo em 23,5% o valor previsto pela teoria e pelas prescrições normativas de 18,268 kN. Em termos de tensão, a redução foi ainda maior: de 67,5 MPa para 33,5 MPa, num decréscimo de 50,4%. Para essa tensão realmente atuante no conector, a Equação (3.15) – da curva S-N adotada tanto pela ABNT quanto pela AASHTO – prevê um número de aproximadamente 8.500.000 ciclos, que é quase o dobro dos 4.500.000 ciclos de carga aplicados sem nenhum colapso no ensaio de Hillhouse e Prinz (2020) e cerca de 370% a mais que a vida prevista de 1.800.000 ciclos para a tensão sem qualquer redução por atrito.

6.3 RELAÇÃO ENTRE O FATOR REDUTOR DEVIDO AO ATRITO DE UM CONECTOR DE CISALHAMENTO E O COEFICIENTE DE ATRITO FICTÍCIO

Para a determinação da relação entre o fator redutor devido ao atrito de um conector de cisalhamento e o coeficiente de atrito fictício da interface aço-concreto da qual ele faz parte na viga mista modelada, foi realizada uma série de 12 simulações para diferentes definições de contato nessa região: uma com o tipo Frictionless, 10 com o tipo Frictional – com variação do coeficiente de atrito incrementando regularmente 0,5 a cada simulação, de 0,5 a 5,0 – e uma com o tipo Bonded.

Após cada simulação, foram obtidos os valores de força no conector C4 (o mais solicitado pela distribuição não uniforme do fluxo de cisalhamento longitudinal, conforme

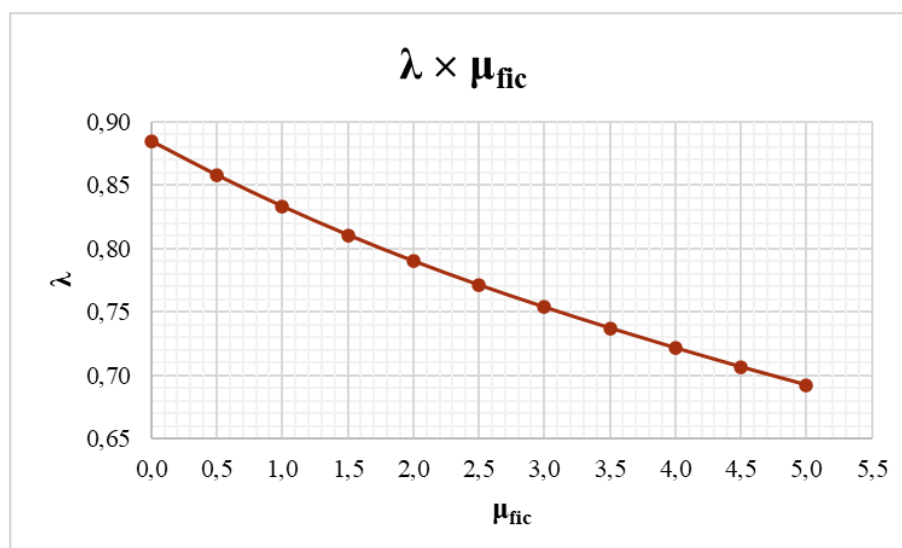
mentionado na Seção 6.2). Com isso, vale ressaltar que cada conector de cisalhamento tem a sua própria relação. Considerando o modo B de falha por fadiga do conector tipo pino com cabeça em uma viga mista submetida a momentos flettores positivos (o mais danoso, conforme também mencionado na Seção 6.2), foram registrados os valores de força cortante atuante no colar de solda, que juntamente com os seus respectivos valores de fator redutor devido ao atrito (calculados com força atuante teórica igual a 18,268 kN, conforme a Tabela 6.2) são apresentados na Tabela 6.5 e graficamente representados (Figura 6.14).

Tabela 6.5 – Forças atuantes no colar de solda e os seus respectivos fatores redutores devido ao atrito (modo B de falha por fadiga) para os coeficientes de atrito fictício simulados correspondentes ao conector de cisalhamento C4

μ_{fic}	Q_r (kN)	λ
0	16,162	0,885
0,5	15,673	0,858
1,0	15,221	0,833
1,5	14,809	0,811
2,0	14,432	0,790
2,5	14,087	0,771
3,0	13,767	0,754
3,5	13,466	0,737
4,0	13,179	0,721
4,5	12,905	0,706
5,0	12,645	0,692
\vdots	\vdots	\vdots
∞	3,001	0,164

Fonte: elaborada pelo autor

Figura 6.14 – Representação gráfica da variação do fator redutor devido ao atrito (modo B de falha por fadiga) em função do coeficiente de atrito fictício para o conector de cisalhamento C4



Fonte: elaborada pelo autor

Conforme descoberto na Seção 6.2, o esforço transmitido aos conectores de cisalhamento nas situações de contato tipo Frictionless e Bonded são diferentes do que era teoricamente esperado, de modo que as Equações (5.8) e (5.9) se tornam inválidas. Assim, a forma exponencial da relação entre o fator redutor devido ao atrito de um conector de cisalhamento e o coeficiente de atrito fictício representada na Equação (5.10) deve ser adaptada, contemplando as condições de contorno válidas apresentadas nas Equações (6.3) e (6.4) e passando a assumir a forma apresentada na Equação (6.5) proposta.

$$\lambda(\mu_{fic} = 0) = \lambda_0 \quad (6.3)$$

$$\lim_{\mu_{fic} \rightarrow \infty} \lambda(\mu_{fic}) = \lambda_{\infty} \quad (6.4)$$

$$\lambda(\mu_{fic}) = \frac{(\lambda_0 - \lambda_{\infty})}{(1 + \mu_{fic})^k} + \lambda_{\infty} \quad (6.5)$$

Sendo:

λ_0 o fator redutor devido ao atrito para o coeficiente de atrito fictício igual a zero;

λ_{∞} o fator redutor devido ao atrito para o coeficiente de atrito fictício tendendo ao infinito.

O fator redutor devido ao atrito para o coeficiente de atrito fictício igual a zero é um valor menor do que 1 (0,885, conforme a Tabela 6.5), enquanto que o fator redutor devido ao atrito para o coeficiente de atrito fictício tendendo ao infinito é um valor maior do que zero (0,164, conforme a Tabela 6.5), sendo este menor do que aquele.

A Equação (6.5) também pode ser rearranjada para que seja aplicado o mesmo procedimento de linearização descrito na Seção 5.5, conforme a Equação (6.6).

$$\log \left[\frac{\lambda(\mu_{fic}) - \lambda_{\infty}}{\lambda_0 - \lambda_{\infty}} \right] = -k \left[\log(1 + \mu_{fic}) \right] \quad (6.6)$$

A Equação (6.6) também assume de uma função polinomial de primeiro grau, de modo que podem ser aplicadas as Equações (5.12) e (5.13). Aplicando os valores da Tabela 6.5 (exceto o referente ao modelo com definição de contato tipo Bonded, para o qual o coeficiente de atrito fictício não é matematicamente determinado) na Equação (6.6), foi obtido o conjunto de pontos apresentado na Tabela 6.6.

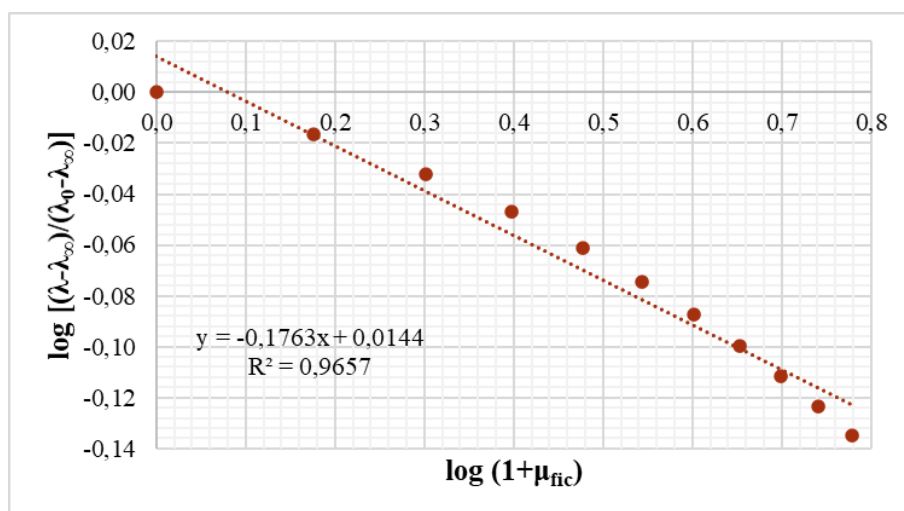
Tabela 6.6 – Conjunto de pontos para aplicação da regressão linear de determinação do expoente redutor devido ao atrito para o modo B de falha por fadiga do conector de cisalhamento C4

$\log (1+\mu_{fic})$	$\log [(\lambda-\lambda_{\infty})/(\lambda_0-\lambda_{\infty})]$
0,000	0,000
0,176	-0,016
0,301	-0,032
0,398	-0,047
0,477	-0,061
0,544	-0,075
0,602	-0,087
0,653	-0,100
0,699	-0,112
0,740	-0,123
0,778	-0,135

Fonte: elaborada pelo autor

Assim, conforme a regressão linear para o conjunto de pontos da Tabela 6.6 (Figura 6.15), o valor de expoente redutor devido ao atrito é igual a 0,176, com coeficiente de determinação R-quadrado de 0,966.

Figura 6.15 – Regressão linear de determinação do expoente redutor devido ao atrito para o modo B de falha por fadiga do conector de cisalhamento C4



Fonte: elaborada pelo autor

Com isso, a forma explícita da relação entre o fator redutor devido ao atrito do conector de cisalhamento C4 e o coeficiente de atrito fictício da interface aço-concreto da qual ele faz parte na viga mista modelada para o modo de falha por fadiga no seu colar de solda é apresentada na Equação (6.7).

$$\lambda(\mu_{fic}) = \frac{0,721}{(1 + \mu_{fic})^{0,176}} + 0,164 \quad (6.7)$$

Analisando a variação do fator redutor devido ao atrito, é possível perceber que cada incremento de 0,5 no coeficiente de atrito fictício não acarreta numa redução muito grande em relação ao valor anterior na força atuante no conector (em média 2,4% de redução para os valores da Tabela 6.5). Considerando que todas as simulações foram realizadas no mesmo modelo (sem alteração na configuração dos conectores de cisalhamento) e analisando a Equação (6.2), pode-se afirmar que cada aumento de 0,5 simulado seria devido quase que exclusivamente a um aumento no coeficiente de atrito cinético entre as superfícies do perfil de aço e da laje de concreto, o que na prática já é algo muito difícil de se promover. Com isso, pode-se entender que o coeficiente de atrito cinético entre as superfícies exerce pouca influência no efeito benéfico da consideração do atrito na interface, que é majoritariamente dependente da rigidez global do conjunto de conectores de cisalhamento.

7 CONCLUSÃO

7.1 COMENTÁRIOS FINAIS E AVALIAÇÃO DE ALCANCE DOS OBJETIVOS

A pesquisa desenvolvida neste trabalho apresenta uma proposta inovadora com formulações de desenvolvimento autoral cujos resultados permitem a tão simples sugestão de entendimentos, carecendo de uma base referencial consolidada para comparação e ratificação. Assim, é preciso esclarecer que as conclusões aqui apresentadas devem ser interpretadas não como respostas categóricas ao problema de pesquisa levantado na introdução, mas sim como um mero ponto de partida, que possa ser capaz de orientar a evolução dessa linha de pesquisa a fim de que, um dia, seja possível que as normas técnicas passem a incorporar tais formulações e/ou outras delas decorrentes. Vale ressaltar ainda que o desenvolvimento teórico dessa pesquisa desprezou as imperfeições inerentes aos casos práticos dos problemas de engenharia, a exemplo das de superfície, cujo impacto sempre deve ser considerado para fins de projeto.

Dessa forma, pode-se avaliar que o objetivo geral deste trabalho foi alcançado, uma vez que a investigação realizada abriu esse caminho ao indicar que é possível equacionar a determinação do coeficiente de atrito e da relação entre ele e o fluxo de cisalhamento nos conectores. Quanto aos objetivos específicos, destaca-se que dentro das restrições existentes, a modelagem computacional foi capaz de simular satisfatoriamente o procedimento experimental de referência. No entanto, tal feito se deu por meio da aplicação de um coeficiente de atrito determinado com um único ponto experimental, cujo valor – a princípio intrigante pela relativa elevada magnitude – tornou necessária a adequação no entendimento das formulações teóricas que embasaram a sua determinação.

Vale aqui questionar se o modelo de contato Frictional definido no ANSYS – que conforme a interpretação da alínea “e” da Seção 5.2.2 considera o mesmo valor de coeficiente de atrito nas etapas estática e cinética do fenômeno – é realmente adequado para o atrito na interface aço-concreto de vigas mistas – no qual a progressão da etapa estática para a cinética se dá com redução no valor do coeficiente. Também vale questionar se, de fato, a parcela de força que atua na aresta limite entre o colar de solda e a mesa superior do perfil de aço não participa da tensão que pode promover a falha por fadiga do conector, sendo assim adequadamente contabilizada como parcela da força de atrito na interface. Por fim, ainda é possível aprofundar a discussão sobre o formato da Equação (5.10) proposta para a relação entre o coeficiente de atrito e o fluxo de cisalhamento nos conectores, visto que apesar da regressão

linear ter apresentado um bom coeficiente de determinação, o conjunto de pontos oriundos das simulações apresentou um aspecto mais curvo do que retilíneo (Figura 6.15).

De maneira geral, as hipóteses assumidas neste trabalho podem ser consideradas como comprovadas. A formulação teórica simplificada da equação de Oehlers e Bradford (1995) – desde que devidamente ajustada conforme o entendimento proposto, no qual os conectores de cisalhamento compõem a aderência por atrito de forma até mais significativa do que a própria condição de rugosidade das superfícies do aço e do concreto – tem potencial de incorporação nas equações normativas de dimensionamento à fadiga dos conectores, visto que partindo dela foi possível determinar o chamado coeficiente de atrito fictício da interface aço-concreto da viga mista modelada. Da mesma forma, foi satisfatoriamente possível a proposição da forma e a determinação da sua relação matemática entre esse coeficiente de atrito e o fluxo de cisalhamento longitudinal que é efetivamente transmitido aos conectores, que pode ser aplicada em conjunto com a modelagem computacional para prever tensões e modos de fadiga. Na prática, tais previsões podem ser utilizadas para estender a vida útil de projeto de pontes mistas já em operação, bem como permitir o aumento nos espaçamentos longitudinais e a sua consequente redução no número total de pinos conectores a serem instalados em vigas de pontes mistas que serão executadas no futuro, proporcionando economia e contribuindo com a difusão mundial e principalmente nacional dessa tipologia estrutural de obra de arte especial.

7.2 ORIENTAÇÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A confirmação mais categórica dos entendimentos sugeridos nesta pesquisa torna imprescindível o desenvolvimento e a realização de um massivo e extenso programa experimental, no qual seja possível a realização de múltiplos ensaios com variação de parâmetros de interesse, tais como a intensidade da carga concentrada aplicada e a condição de rugosidade das superfícies que compõem a interface aço-concreto. Desse modo, será possível obter um razoável conjunto de pontos experimentais para aplicação dos procedimentos que envolvem regressão linear, especialmente a determinação do coeficiente de atrito. É interessante que os corpos de prova de viga mista desse programa experimental tenha todos os conectores de cisalhamento com o mesmo comprimento de influência, especialmente os da extremidade, a fim de se eliminar a questão controversa quanto ao atingimento ou não do número de conectores necessários para a interação completa na viga ensaiada por Hillhouse e Prinz (2020).

Nesse programa experimental, também é necessário melhorar a precisão da complicada tarefa de mapeamento e medição da força nos conectores, uma vez que a sua redução atribuída ao efeito do atrito diagnosticada neste trabalho – 50,4% – foi significativamente inferior à redução atestada por Hillhouse e Prinz (2020) – 67,3%. Um bom começo é instalar extensômetros medidores de pressão também nos colares de solda dos pinos e em todos os pinos instalados.

O intuito de aplicação em projetos de pontes impõe que esse programa experimental, em um segundo momento, também contemple ensaios com cargas móveis, aplicadas de forma singular ou múltipla para representar veículos-tipo. É necessário compreender melhor o que acontece com as envoltórias de esforços horizontais e com a força nos conectores quando a carga está próxima às extremidades, pois segundo a teoria, nessa situação, o fluxo de cisalhamento longitudinal resistente de atrito supera o fluxo de cisalhamento longitudinal (Figura 3.31).

Com esse programa experimental consolidando as conclusões deste trabalho, o avanço da pesquisa consistirá no estudo do coeficiente de atrito equivalente dos conectores de cisalhamento, para assim entender como se dá a relação do coeficiente de atrito fictício com todos os seus outros parâmetros, especialmente a rigidez global dos conectores. Vale ressaltar que outra possibilidade de desenvolvimento dessa pesquisa é a sua adaptação para outras tipologias de conectores de cisalhamento. Em seguida, a pesquisa deve ser capaz de sugerir e comprovar formulações matemáticas que possam ser aplicadas para determinar qual conector de cisalhamento é o mais solicitado – uma vez que determinou-se neste trabalho que a distribuição de esforço não é uniforme – e qual é a tensão que o solicita, dispensando a necessidade da custosa modelagem computacional a cada novo projeto.

Além da abordagem experimental, essa linha de pesquisa também pode ser desenvolvida com outros trabalhos de abordagem numérica e computacional. Um exemplo é a modelagem da transição do atrito estático para o cinético na interface aço-concreto da viga mista, seja implementando códigos adicionais no ANSYS (ou em outro *software*) ou ainda desenvolvendo uma programação própria. Uma programação autoral pode ainda incluir na formulação de elementos finitos as equações propostas neste trabalho para averiguar a sua validade.

REFERÊNCIAS

- AASHTO. **AASHTO LRFD Bridge Design Specifications**. 8. ed. Washington: AASHTO, 2017.
- ABNT. **ABNT NBR 8800: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios**. 2. ed. Rio de Janeiro: ABNT, 2008.
- ABNT. **ABNT NBR 6118: Projeto de estruturas de concreto – Procedimento**. 3. ed. Rio de Janeiro: ABNT, 2014.
- ABNT. **ABNT NBR 16694: Projeto de pontes rodoviárias de aço e mistas de aço e concreto**. 1. ed. Rio de Janeiro: ABNT, 2020.
- ALVA, G. M. S. **Sobre o projeto de edifícios em estrutura mista aço-concreto**. 2000. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) Departamento de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2000.
- BALKOS, K. D. **The static and fatigue behaviour of through-bolt shear connectors in steel-precast composite bridge girders**. 2018. Thesis (Master's Degree of Applied Science in Civil Engineering) University of Waterloo, Waterloo, 2018.
- BALTAY, P.; GJELSVIK, A. Coefficient of friction for steel on concrete at high normal stress. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 2, n. 1, p. 46–49, 1 fev. 1990.
- BELLEI, I. H.; PINHO, F. O.; PINHO, M. O. **Edifícios de múltiplos andares em aço**. 2. ed. São Paulo: Pini, 2008.
- BUDYNAS, R. G.; NISBETT, J. K. **Elementos de máquinas de Shigley**. Tradução João Batista De Aguiar; José Manoel De Aguiar; José Benaque Rubert. 10. ed. Porto Alegre: AMGH, 2016.
- CARVALHO, R. C.; FILHO, J. R. D. F. **Cálculo e detalhamento de estruturas usuais de concreto armado: segundo a NBR 6118:2014**. 4. ed. São Carlos: EdUFSCar, 2014.
- CATAI, E. **Análise dos efeitos da retração e fluência em vigas mistas**. 2005. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) Departamento de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2005.
- CEN. **EN 1994-2 Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures – Part 2: General rules and rules for bridges**. Bruxelas: CEN, 2005.
- CHAVES, I. A. **Viga mista de aço e concreto constituída por perfil formado a frio preenchido**. 2009. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) Departamento de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2009.
- CHEN, Y.-T. **Innovative shear connections for the accelerated construction of composite bridges**. 2013. Thesis (Master's Degree of Applied Science in Civil Engineering) University of Waterloo, Waterloo, 2013.
- DAVID, D. L. **Análise teórica e experimental de conectores de cisalhamento e vigas mistas constituídas por perfis de aço formados a frio e laje de vigotas pré-moldadas**. 2007. Tese

(Doutorado em Engenharia de Estruturas) Departamento de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2007.

DNIT. **Manual de inspeção de pontes rodoviárias**. 2. ed. Rio de Janeiro: IPR, 2004.

DOWLING, N. E. **Mechanical behavior of materials: engineering methods for deformation, fracture, and fatigue**. 4. ed. Virginia: Pearson, 2013.

FAKURY, R. H.; SILVA, A. L. R. de C. e; CALDAS, R. B. **Dimensionamento de elementos estruturais de aço e mistos de aço e concreto**. 1. ed. São Paulo: Pearson, 2016.

FERRAZ, A. M. S. **Dimensionamento ótimo de pontes mistas rodoviárias de pequeno vão**. 2009. Relatório de Dissertação (Mestrado Integrado em Engenharia Civil) – Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Porto, 2009.

GUEZOULI, S.; LACHAL, A. Numerical analysis of frictional contact effects in push-out tests. **Engineering Structures**, v. 40, p. 39–50, 2012.

HALLIDAY, D.; RESNICK, R.; WALKER, J. **Fundamentos de física: mecânica**. 10. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2016. v. 1

HIBBELER, R. C. **Resistência dos materiais**. 7. ed. São Paulo: Pearson, 2010.

HILLHOUSE B.; PRINZ G. S. Effects of Clustering and Flange Surface Friction on Headed Shear Stud Demands. **Journal of Bridge Engineering**, v. 25, n. 6, p. 04020026, 2020.

HUNGERFORD, B. E. **Methods to develop composite action in non-composite bridge floor systems: part II**. 2004. Dissertation (Master of Science in Engineering Degree), Faculty of the Graduate School, University of Texas, Austin, 2004.

KOTINDA, T. I. **Modelagem numérica de vigas mistas aço-concreto simplesmente apoiadas: ênfase ao estudo da interface laje-viga**. 2006. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) Departamento de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2006.

LEBET, J.-P. New steel-concrete shear connection for composite bridges. **Composite Construction in Steel and Concrete**, Proceedings. v. VI, p. 65–77, 2011.

LEONHARDT, F. **Construções de concreto**. 1. ed. Rio de Janeiro: Interciência, 1977. v. 1

LOPES, E. D. C. **Análise dinâmica não linear de pisos mistos considerando-se os efeitos da interação parcial e das ligações vigacoluna e viga-viga**. 2012. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2012.

LORENC, W. Concrete failure of composite dowels under cyclic loading during full-scale tests of beams for the “Wierna Rzeki” bridge. **Engineering Structures**, v. 209, p. 14, 2020.

MALITE, M. **Sobre o cálculo de vigas mistas aço-concreto: ênfase em edifícios**. 1990. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) Departamento de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1990.

NORTON, R. L. **Projeto de máquinas: uma abordagem integrada**. Tradução Konstantinos Dimitriou Stavropoulos; Renato Machniewscz; Jéssica Fraga De Castro. 4. ed. Porto Alegre: Bookman, 2013.

OEHLERS, D. J.; BRADFORD, M. A. **Composite steel and concrete structural members: fundamental behaviour**. Kidlington: Pergamon, 1995.

OEHLERS, D. J.; SERACINO, R. A tiered approach to the fatigue assessment of composite steel and concrete bridge beams. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings**, v. 152, n. 3, p. 249–257, 1 ago. 2002.

OEHLERS, D. J.; SERACINO, R.; YEO, M. F. Effect of friction on shear connection in composite bridge beams. **Journal of Bridge Engineering**, v. 5, n. 2, p. 91–98, 2000.

OVUOBA, B. L. **On the fatigue of headed shear studs in steel-concrete composite bridge girders**. 2017. Dissertation (Doctor of Philosophy's Degree in Engineering), University of Arkansas, Fayetteville, 2017.

OVUOBA B.; PRINZ G. S. Fatigue Capacity of Headed Shear Studs in Composite Bridge Girders. **Journal of Bridge Engineering**, v. 21, n. 12, p. 04016094, 1 dez. 2016.

PFEIL, W.; PFEIL, M. **Estruturas de aço: dimensionamento prático de acordo com a NBR 8800:2008**. 8. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2009.

PINHO, F. O.; BELLEI, I. H. **Pontes e viadutos em vigas mistas**. Rio de Janeiro: IBS/CBCA, 2007.

PORTER, T. K. **The fatigue resistance of headed shear stud connectors in steel-precast composite girders**. 2017. Thesis (Master's Degree of Applied Science in Civil Engineering) University of Waterloo, Waterloo, 2017.

QUEIROZ, G.; PIMENTA, R. J.; MARTINS, A. G. **Estruturas mistas**. 2. ed. Rio de Janeiro: Instituto Aço Brasil/CBCA, 2012. v. 1

ROSA, E. da. **Análise de resistência mecânica: mecânica da fratura e fadiga**. 1. ed. Florianópolis: UFSC, 2002.

SALES, M. W. R. **Conector de cisalhamento tipo pino com cabeça para viga mista aço-concreto com laje alveolar**. 2014. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) Programa de Pós-Graduação em Geotecnia, Estruturas e Construção Civil, Universidade Federal de Goiás, Goiânia, 2014.

SANTOS, M. B. **Análise do consumo da vida à fadiga do sistema de ancoragem de uma unidade de produção de petróleo**. 2016. Projeto de Graduação (Graduação em Engenharia Naval e Oceânica) – Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2016.

SERACINO, R. **Partial-interaction behaviour of composite steel-concrete bridge beams subjected to fatigue loading**. 1999. Thesis (Doctor of Philosophy's Degree) Department of Civil and Environmental Engineering, University of Adelaide, Adelaide, 1999.

SERACINO, R. Fatigue assessment techniques for stud shear connectors in composite bridge beams. In: Adelaide. **Anais...** In: 4TH AUSTROADS BRIDGE CONFERENCE. Adelaide: 2000.

SINGLETON, W. M. **The transfer of shear in simply supported composite beams subjected to fatigue loads.** 1985. Dissertation (Master's Degree of Engineering Science), Departament of Civil Engineering, National University of Ireland, Cork, 1985.

SJAARDA, M. **The fatigue behaviour of welded and bolted shear connectors in composite highway bridges.** 2018. Thesis (Doctor of Philosophy's Degree in Civil Engineering) University of Waterloo, Waterloo, 2018.

TRISTÃO, G. A. **Comportamento de conectores de cisalhamento em vigas mistas aço-concreto com análise da resposta numérica.** 2002. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) Departamento de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2002.

VAYAS, I.; ILIOPOULOS, A. **Design of steel-concrete composite bridges to eurocodes.** 1. ed. Boca Raton: CRC Press, 2013.

VERÍSSIMO, G. de S. **Desenvolvimento de um conector de cisalhamento em chapa dentada para estruturas mistas de aço e concreto e estudo do seu comportamento.** 2007. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2007.